

Title	直交集成板接合部の力学特性評価とその応用(Dissertation_全文)
Author(s)	中島, 昌一
Citation	Kyoto University (京都大学)
Issue Date	2014-03-24
URL	http://dx.doi.org/10.14989/doctor.k18335
Right	許諾条件により本文は2015-03-01に公開
Type	Thesis or Dissertation
Textversion	ETD

直交集成板接合部の力学特性評価と その応用

2014年
中島昌一

概要

直交集成板（Cross Laminated Timber、以下CLT）はラミナを交互に直交させながら接着積層した面材である。ヨーロッパで開発され、近年わが国における利用のための研究が進められている。CLTは面内剛性の高い部材であるため、壁や床などの構造躯体としての利用が期待される。CLTの端部接合としては、長尺木ねじが一般的に用いられてきた。長尺木ねじを用いた鋼板添え板型の一面せん断接合は施工性がよいとされ、短い工期で簡単に構造物をくみ上げることが出来る。

それに対し、本研究ではドリフトピン接合を使用した。ドリフトピン接合では木ねじと比べ、せん断力がCLTの各層へ効率よく伝達されるため、接合部の剛性や強度の異方性が小さい、繊維に沿った割裂破壊が抑制される、といった交互に直交接着積層されたCLTの利点がうまく発揮されると期待される。ここでは、CLT構造設計法の確立を大きな目標とし、CLT接合部の力学的特性を評価することを目的とした。

木材の直交異方性はHankinsonによる実験式により評価される。また木材中の鋼棒の挙動はWinklerによるモデルで表すことが出来る。まず、CLTに対する円形面圧強度の繊維角度依存性を実験により、Hankinsonの式の適用性と、CLTにおける小さい面圧強度異方性が確かめられた。次にドリフトピンを用いた鋼板挿入型二面せん断接合部について、Winklerによるモデルを応用したはりとはねのモデルとHankinsonの式を用い、荷重変位関係を推定し、実験により検証した。ここでは、面圧と同様に接合部性能の異方性が小さいことが確かめられた。また、繊維に沿った割裂が抑制され、木ねじにみられるような接合具の破断も生じなかったため、変形性能が大きくなった。最後にドリフトピン接合を用いたCLT耐力壁について、水平せん断性能を実験により検証した。さらに耐力壁をはりとばねでモデル化し、実験結果との整合性を検証した。また、CLT接合部で用いたはりとはねモデルを応用した骨組解析により、応用として鋼管を用いた貫接合について、モーメント回転角関係を推定し実験により検証した。

目次

第1章 序論

1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	1
1.3 既往の研究	2
1.3.1 強度特性の繊維角度依存性に関する研究	2
1.3.2 ダボ型接合の荷重変形関係に関する研究	2
1.3.3 ダボ型接合の剛性と降伏荷重に関する研究	3
1.3.4 木材の部分横圧縮, 部分縦圧縮, 強度の評価に関する研究	4
1.3.5 CLTのための接合に関する研究	4
1.4 論文の構成	5

第2章 CLTの面圧強度と端部せん断強度の繊維角度依存性

2.1 はじめに	7
2.2 面圧強度	7
2.2.1 理論	7
2.2.1.1 ハンキンソン式の応用による面圧強度の誘導	7
2.2.1.2 強度が最小となる繊維角度	9
2.2.1.3 繊維角度に対する平均面圧強度	11
2.2.2 実験	12
2.2.2.1 試験体	12
2.2.2.2 実験方法	13
2.2.3 結果と考察	13
2.2.3.1 荷重変位関係	13
2.2.3.2 破壊の様子	15
2.3 端部せん断強度	16
2.3.1 理論	17
2.3.2 実験	20
2.3.2.1 試験体	20
2.3.2.2 実験方法	21
2.3.3 結果と考察	21
2.3.3.1 応力変位関係	21
2.3.3.2 破壊の様子	23
2.3.3.3 推定値と実測値の比較	23
2.4 まとめ	26

第3章 はりとばねのモデルによるCLTの鋼板挿入二面せん断接合部の荷重変形関係の推定

3.1 はじめに	27
----------	----

3.2 荷重変形関係の推定	27
3.2.1 非線形解析による荷重変形関係の推定	27
3.2.1.1 解析モデル	27
3.2.1.2 剛体ばねモデルによるモデル化	28
3.2.1.3 解析方法	29
3.2.1.4 鋼棒の3点曲げ実験	31
3.2.1.5 ラミナの面圧実験	33
3.2.1.6 解析条件	34
3.2.1.7 解析結果	36
3.2.2 ヨーロッパ型降伏理論による降伏荷重の評価	39
3.3 実験による検証	43
3.3.1 試験体	43
3.3.2 実験の方法	45
3.3.3 結果と考察	46
3.3.3.1 接合部引張実験の荷重変位関係：端距離，縁距離の影響	46
3.3.3.2 初期剛性と比例限度荷重	47
3.3.3.3 降伏荷重と最大荷重	48
3.3.3.4 降伏荷重の実測値と推定値野比較	49
3.3.3.5 破壊の分類と指標	50
3.3.3.6 接合部引張実験の荷重変位関係：繊維角度の影響	54
3.3.3.7 実験結果と解析結果の比較	56
3.4 まとめ	57

第4章 CLTの鋼板添え板一面せん断接合部の荷重変形関係

4.1 はじめに	59
4.2 荷重変形関係の推定	59
4.2.1 非線形解析による荷重変形関係の推定	59
4.2.1.1 解析モデル	59
4.2.1.2 木ねじの3点曲げ実験	59
4.2.2 ヨーロッパ型降伏理論による降伏荷重の評価	61
4.2.3 引抜きを考慮した荷重変形関係の推定	63
4.3 実験による検証	66
4.3.1 試験体	66
4.3.2 実験の方法	69
4.3.4 結果と考察	70
4.3.4.1 荷重変位関係	70
4.3.3.2 繰返し载荷による強度低下	72
4.3.3.3 ラミナ境界による剛性低下	73

4.3.3.4 最外層の繊維方向の影響	73
4.3.3.5 破壊の様子	74
4.3.3.6 推定値と実験値の比較	74
4.4 まとめ	76

第5章 CLTの鋼板挿入二面せん断接合を用いた耐力壁の実大実験とはりとはねのモデルを用いた解析

5.1 はじめに	77
5.2 接合の概要	77
5.2 接合に生じる荷重方向の推定	77
5.3 実大実験による水平せん断性能の検証	78
5.3.1 試験体	78
5.3.2 実験の方法	79
5.3.3 結果と考察	80
5.3.3.1 荷重変位関係	80
5.3.3.2 変形要素の割合	82
5.3.3.3 CLTの面内曲げせん断変形	84
5.3.3.4 脚部接合部の回転中立軸	85
5.3.3.5 接合部の破壊の様子	87
5.4 骨組解析のためのCLT耐力壁のモデル化	89
5.4.1 解析の概要	89
5.4.2 解析モデル	89
5.4.3 結果と考察	90
5.5 まとめ	91
5.5.1 CLT耐力壁性能について	91
5.5.2 耐力壁の水平せん断性能の評価法について	92

第6章 CLT接合部のはりとはねによるモデルを応用した鋼管貫接合部の剛性、降伏荷重の推定

6.1 はじめに	93
6.1.1 概要	93
6.1.2 接合の概要	93
6.2 貫接合部と格子壁の力学モデル	93
6.2.1 材料定数	94
6.2.1.1 材料特性値	94
6.2.1.2 鋼管の部分横圧縮実験	94
6.2.1.3 単位長さあたりの剛性	95
6.2.1.4 部分横圧縮における余長効果を表す係数 C_x	95
6.2.1.5 荷重条件の違いを補正する係数 β	96
6.2.2 力学モデル	97

6.2.2.1	貫接合部の回転抵抗における変形角の定義	97
6.2.2.2	初期回転剛性	97
6.2.2.3	降伏モーメント	98
6.2.2.4	終局モーメント	99
6.2.2.5	初期あそび角	99
6.2.2.6	壁体の性能	99
6.3	実験による検証	100
6.3.1	貫接合部の回転実験	100
6.3.2	壁実験	100
6.3.3	接合部実験の結果と考察	101
6.3.4	壁実験の結果と考察	104
6.4	まとめ	105
第7章 結論		
文献		109
謝辞		113

第1章 序論

1.1 研究の背景

構造物へ木材を利用することは、社会のエネルギー消費を小さくする方法の一つであるといわれる¹⁾。

木材は、その他の建築構造用の材料と比べて軽い。木の軸方向である繊維に沿った方向では、引張と圧縮の比強度は、建築構造に一般的に使われる材料の中で最も大きい²⁾。

地震によって構造物に入力される水平力は、質量と層の水平剛性に依存する³⁾。そのため、構造用の材料が「軽い」ことは、建設や解体時のエネルギー消費が少ないだけでなく、効率的な構造設計を可能にする。

さらに、解体後の木材は、別の構造物における利用や家具、木質系材料、燃料などとしてのカスケード利用も可能である⁴⁾。このように木材は、構造物において環境調和性の高い材料であるといえる。

近年、木質構造の中層化や、大規模化、簡易化にむけて、新たな木質系部材開発^{5) -7)}が進められており、直交集成板 (Cross Laminated Timber, 以下CLT) はそのような中、木質構造の為に開発された木質系の構造用部材の一つである^{8) -13)}。

CLTは、ラミナを交互に接着積層した構造用の面材である。2000年に開かれたCOST in Venice におけるSchickhofer氏の講演資料によると、CLTは1990年代はじめに開発され、90年代後半に構造物への利用が始まった¹⁴⁾。木橋や住宅から利用が始まり、現在は、西ヨーロッパや北アメリカ、オーストラリアなどを中心に、オフィスビルやショッピングセンター、集合住宅など幅広く利用されている。

CLTは、今後、環太平洋諸国等の地震国においても、構造物への利用が期待される部材である。開発されたヨーロッパでは、壁や床を一面で構成するような大きな材料が作成され建設現場へ搬入される¹⁵⁾。枠組壁構法のように一層ずつ、プラットフォーム工法によって建設する方法が一般的である。

地震国におけるCLT工法のひとつとして、小さい面材を組み合わせる方法が考えられている¹⁶⁾。パネルが小さく分割されている場合、面材端部の接合部に、適度な剛性と靱性をもたせることで、構造物が地震力等の水平力に対して変形性能をもつことができる。

1.2 研究の目的

これまでの木質構造用材料と比べ、CLTは簡単に面内剛性が大きい構面を作成することが出来る。また、ラミナが直交するように交互に接着積層されているため、強度や剛性の繊維角度依存性が小さいことや、繊維に沿った破壊が抑制される、というような利点が考えられる。

木材の剛性や強度特性は繊維角度依存性を持つ。木材が繊維直交方向へ圧縮力を受けるとき、剛性や降伏荷重は、繊維平行方向の場合と比べて小さい。また、木材の繊維直交方向の引張強度は小さいため、繊維に沿った割裂が生じやすい。

木材の強度と繊維角度の関係はHankinson式¹⁷⁾によって推定できる。この式では任意の角度の強度が繊維平行方向の強度と繊維直交方向の強度の関係式で表される。一方、CLTは細胞壁のように、異なる繊維方向の材料が層状に重なった部材である。つまり、CLTの接合部は、木材や集成材の場合と比べ、剛性や強度特性の繊維角度依存性が小さくなることが期待される。接合部の繊維角度依存性を無視できれば設計は容易となり、木材を用いた様々な形態をさらに自由にデザインすることができる様になると考えられる。

CLTの端部接合部として挙げられるドリフトピン・ボルト接合、ラグスクリューボルト接合、引きボルト接合など様々な接合のうち、本論文ではドリフトピン接合に焦点を当てた。ドリフトピン接合では、ドリフトピンがCLTの面に対して直交する。与えられる荷重は、接合具を通してCLTの各層に分散して伝えられる。CLTがダボを介して圧縮力を受ける場合、互いに直交する層がそれぞれ圧縮力を受けるため、剛性や、降伏強度の繊維角度依存性が小さくなると考えられる。またドリフトピン接合部では通常、繊維直交方向への横引張力による、繊維に沿った割裂が生じやすいが、互いに直交する層によって割裂が抑制されることも期待される。そこでCLT端部のドリフトピン接合部における、荷重と変位の関係や、強度や剛性と繊維角度の関係を推定し、実験により検証した。またドリフトピン接合の他に、曲げ降伏型接合のための接合具として木ねじを用いた接合部も扱った。また将来、鋼管を曲げ降伏型接合具とした接合部をデザインするための基礎的な研究も進めた。

1.3 既往の研究

1.3.1 強度特性の繊維角度依存性に関する研究

強度特性の繊維角度依存性を評価する方法として、1921年、Hankinsonは実験式を提案した¹⁷⁾。実験式では、任意の繊維角度のときの圧縮強度特性が、繊維平行方向と繊維直交方向の圧縮強度を用いて、並列合成の形で表される。式の表現が平易なため、木質構造の接合部強度の計算に広く用いられてきた¹⁸⁾。日本では、ボルト接合やドリフトピン接合、木ねじ接合などについて、強度のみならず剛性についても、繊維角度依存性を表す式として用いられてきた。

1.3.2 ダボ型接合の荷重変形関係に関する研究

ボルト接合やドリフトピン接合等では、多くの場合、せん断力を伝える接合具に曲げ変形が伴う。大きなせん断力がはたらくと、ボルトやドリフトピン等の接合具に曲げ降伏が生じる。微小変形領域から、大変形領域までの荷重変形関係を推定する方法としては、

Winklerによって提案されたモデルがしばしば用いられてきた¹⁹⁾。平井は、接合部をWinklerの仮定でモデル化し、非線形挙動を2次元有限要素法や、差分法で求めた²⁰⁾。小松は、WinklerモデルとHankinsonの式、さらに小松が求めた繊維平行方向、繊維直交方向の面圧剛性²¹⁾等を組み合わせ、2次元有限要素法により、ダボ型接合によって組み立てられたラーメン構造の非線形挙動を推定した²²⁾。この推定では、ボルト、ドリフトピン、釘等の接合具による単位接合部、それら接合具を多数本用いた柱-梁抵抗接合部、2層のラーメン構造の3つの段階で非線形挙動が推定された。単位接合部から柱-梁接合部、柱-梁接合部からラーメン構造とスケールが一段上に上がる際には、一段下のスケールの荷重変形関係はひとつのばねに縮約してモデル化された。

これらのモデルによって推定される非線形挙動は、荷重低下を伴わない。そこで、辻野らは接合部の解析に剛体ばねモデル（Rigid Body Spring Model、以下RBSM）²³⁾を用いて、非線形挙動を推定した^{24),25)}。剛体ばねモデルによるWinklerモデルでは、はりが剛体と仮定され、はりとはりの間に、回転、軸、せん断の各ばねが配置され、はりを支持するばねには、軸ばねに加えて、回転ばねが加えられる。

この辻野による報告では、上記モデルと同じく、荷重低下を伴わない推定に関する報告であったが、辻野によればRBSMはすべての材料をばねでモデル化することから、将来的には、荷重低下を伴う、破壊のモデル化を行うことが出来るという。

このようにWinklerモデルもHankinson式と同様、表現が平易であるため、幅広く応用されてきた。

1.3.3 ダボ型接合の剛性と降伏荷重に関する研究

Winklerモデルは、はりが多数の軸ばねによって支持されるモデルであり、地盤に支持されるはりの弾性たわみの推定のために考案された。原田やKuenziは、このWinklerの仮定から、ダボ型接合部の初期剛性を評価した^{26),27)}。この理論は、弾性床上の梁理論と呼ばれる。このとき接合部の変位は、はりのヤング係数と断面二次モーメント、木材を表す軸ばねの剛性によって4次の微分方程式で表される。蒲地らは、ドリフトピンやボルトによる鋼板挿入型の二面せん断接合について、微分方程式の多項式による近似式を提案し、近似式でも工学的には十分な精度で初期剛性が推定できることを報告した²⁸⁾。また小林らは、木ねじによる一面せん断接合について、接合具を剛体と仮定した近似解の誘導や初期摩擦を考慮した剛性の誘導を行った²⁹⁾⁻³¹⁾。

降伏荷重の評価方法としては、ヨーロッパ型降伏理論（European Yield Theory、以下EYT）³²⁾が広く用いられている³³⁾。このEYTでは、接合具を剛塑性体仮定し、接合具の細長比と主材、側材、接合具の材料強度比から変形モードを場合分けし、降伏強度が求められる。材料を剛塑性体と仮定しているため、接合具の曲げ強度は終局強度で表される。わ

が国の設計式³³⁾では、評価値が過大になりすぎないように、木材の圧縮に対する降伏荷重の5%下限値が基準材料強度として用いられる。そのためこの式によって求められる接合部の降伏荷重は、おおむね実際の降伏荷重よりも小さい値となることが多い。

終局荷重は、また繊維方向に応じて、割裂破壊、せん断破壊、横引張破壊などの状態を想定し、推定される。川元は、繊維平行方向、および繊維直交方向のドリフトピンによる二面せん断接合について、接合具から端部、縁部までの距離である端距離、縁距離の対数と最大荷重に線形の関係があることを報告した³⁴⁾。割裂破壊の原因となる繊維直交方向の荷重は、繊維に沿って等分布ではなく、応力集中を伴って分布しているため、端距離と縁距離そのものではなく対数によって破壊の指標は定められた。Jorisenらは、孔から端にわたる横引張力の応力分布弾性解を、ドリフトピンやボルトによる二面せん断接合部の場合について、報告している³⁵⁾。

1.3.4 木材の部分横圧縮、部分縦圧縮、強度の評価に関する研究

円形面圧以外の横圧縮、いわゆるめり込みの強度や剛性の評価式は、稲山によって報告された³⁶⁾。繊維直交方向の部分圧縮を受ける場合、全面圧縮と異なり、直接圧縮を受けない周囲の材も圧縮抵抗に寄与する。稲山は、この圧縮部の周囲の鉛直変位分布を、実験により求められた対数関数で表した。それらの影響は全面圧縮の剛性に加え、周囲の部分の剛性付与分の影響を意味する係数で表された。繊維平行方向の部分圧縮については、未だ未解明な点が多いが、近年、野口ら³⁷⁾や蒲地ら³⁸⁾による、理論、実験の両面からの研究が報告されている。

1.3.5 CLTのための接合に関する研究

これまで設計者は、建築物の接合部の設計において必要な情報を、選択した設計法に応じて、上記の報告を含む種々の方法から選択し、求めてきた。新しい材料が登場するたびに、検討が加えられた。

Cross Laminated Timberは1990年代、欧州で開発されたラミナを交互に直交させながら、接着積層した構造用の面材であり、CLT、BSP、X-LAM、直交集成板等と呼ばれる。このCLTによる構造については、北米のCLT handbook³⁹⁾や欧州のBSP handbuch⁴⁰⁾が詳しい。

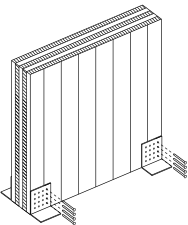
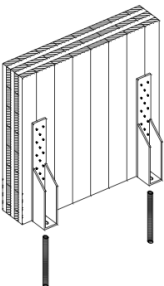
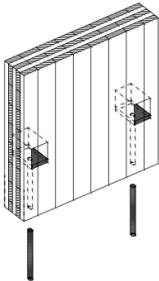
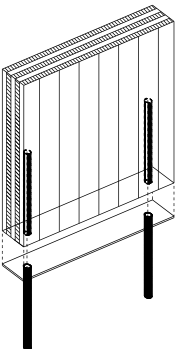
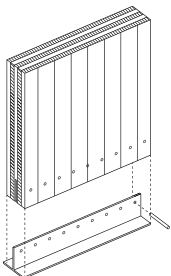
CLTの接合部としては、長尺木ねじが最も良く使用される。木ねじによる接合例をTable.1-1(a)に示す。この材料同士を突きつけ、L型の金物と木ねじで接合する方法は、施工性に優れており、枠組壁工法のように、一層ごとに短期間で建設することが可能であった。

一方、Ceccottiや岡部らは、釘やボルトの一面せん断接合を用いたホールダウン金物（Table.1-1(b)）を用いたCLT構造の実大の振動台、静的実験、接合部実験に関する研究を報告した⁴¹⁾。槌本らはボルトの引張抵抗と、座金のCLTに対する圧縮抵抗に期待する引きボルト接合（Table.1-1(c)）を用いた構造物について、実大の振動台、静的実験、接合部実

験を行っている^{42),43)}。中谷は接合具とCLTのせん断抵抗に期待するラグスクリューボルト (Table.1-1(d)) を用いた接合部について、集成材によるラグスクリューボルト接合と比較した接合部実験を報告した⁴⁴⁾。

ドリフトピンやボルトによる二面せん断接合 (Table.1-1(e)) については、あまり研究がすすんでいない。降伏荷重の評価法として、UibelらによってEYTが導かれている⁴⁵⁾。

Table1-1 Examples of the connection for CLT.

(a) Screws or nails+brackets	(b) Screws or nails+hold-downs	(c) Tensile bolts	(d) LSBs or glued-in-rods	(e) bolts or drift-pins +steel plate
				

1.4 論文の構成

本論文はCLT接合部の力学特性を評価することを目的として、接合部評価のための基礎的性能、接合性能、応用の三つの事項を序論と結論を含む七つの章で説明した。

第1章は序論とし、研究の背景、目的、既往の研究について述べた。

第2章は基礎的性能とし、CLTの面圧強度、端部せん断強度とその繊維角度依存性を、Hankinson式を応用した理論式によって推定し、実験によって検証した。

第3章と第4章は接合性能とし、第3章では、ドリフトピンを用いたCLTの鋼板挿入二面せん断接合の荷重変形関係を、剛体ばねモデルを用いた有限要素解析とによって推定し、実験によって検証した。また荷重変位関係の特性値として、降伏荷重をEYT式によって推定し、破壊荷重と破壊荷重時変位を端距離と縁距離で表される有効せん断面積で表現した。

第4章では、木ねじを用いたCLTの鋼板添え板一面せん断接合の荷重変形関係を、3章と同様の検討に加え、引抜きを考慮した力学モデルによって推定し、実験によって検証した。

第5章と第6章は応用とした。第5章では、第3章の結果を応用し、鋼板挿入型ドリフトピン接合を用いた耐力壁の水平せん断性能を二次元有限要素解析で推定し、実大実験で検証

した。第6章では第3章で用いた有限要素解析による荷重変位関係の推定手法を応用し、その他の接合として、鋼管を用いた接合部を評価した。

第7章は結論とし、本論文を総括した。

第2章 CLTの面圧強度と端部せん断強度の繊維角度依存性

2.1 はじめに

母材への円形鋼棒の面圧挙動は、ダボ型の接合具を用いた接合部における、接合具に曲げ降伏が生じない場合の変形挙動と近い。繊維角度依存性に注目した木材の面圧挙動は、1930年のヨーロッパの針葉樹に関するTeichmannら⁴⁶⁾の報告等をはじめとし、数多く研究されている。LVLの面圧挙動については、黄ら⁴⁷⁾が報告した。面圧挙動の繊維角度依存性についてはHankinson式¹⁷⁾がしばしば用いられる。Hankinson式は直交異方性材料の任意の角度の面圧強度推定式として、表現が平易であること、推定値が実測値に比較的良好な精度で適合性すること、などの理由から設計式として用いられてきた⁴⁸⁾。

CLTの接合には一般的に長尺木ねじが用いられ、その面圧強度に関する研究として岡部らの報告⁴⁹⁾があるが、ドリフトピンやボルトなどの円形鋼棒や、繊維角度依存性について扱ったものはない。そこで円形鋼棒の面圧強度について、Hankinson式を応用した推定式を誘導し、繊維角度を実験条件とした円形鋼棒の面圧実験により検証した。また、接合部破壊時に問題となる先孔を起点とするせん断破壊に関する基礎的研究として、推定式を誘導し、いす型せん断実験により検証した。

2.2 面圧強度

2.2.1 理論

2.2.1.1 Hankinson式を応用した面圧強度の誘導

Fig.2.1にCLTに対する鋼棒の面圧の様子を示す。CLTは n 層の等厚同一等級ラミナから構成されるものとした（ただし n は奇数）。鋼棒を介して、CLTへ荷重が与えられたときの、荷重に対する最外層の繊維角度を θ とし、任意の繊維角度 θ におけるCLTの降伏強度を鋼棒の面積で除した値をCLTの面圧強度（ σ_{CLT} ）とした。このとき各層は独立してはたらし、隣り合った層は互いに干渉しないと仮定した。

Hankinson式による木材の繊維平行方向への面圧強度（ σ_0 ）と繊維直交方向への面圧強度（ σ_{90} ）によって表される実験式¹⁷⁾を用いると、奇数層の面圧強度（ σ_θ ）、偶数層の面圧強度（ $\sigma_{\theta+90}$ ）は次式で表される。

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_0 \sigma_{90}}{\sigma_0 \sin^2 \theta + \sigma_{90} \cos^2 \theta} \quad (1)$$

$$\sigma_{\theta+90} = \frac{\sigma_0 \sigma_{90}}{\sigma_0 \cos^2 \theta + \sigma_{90} \sin^2 \theta} \quad (2)$$

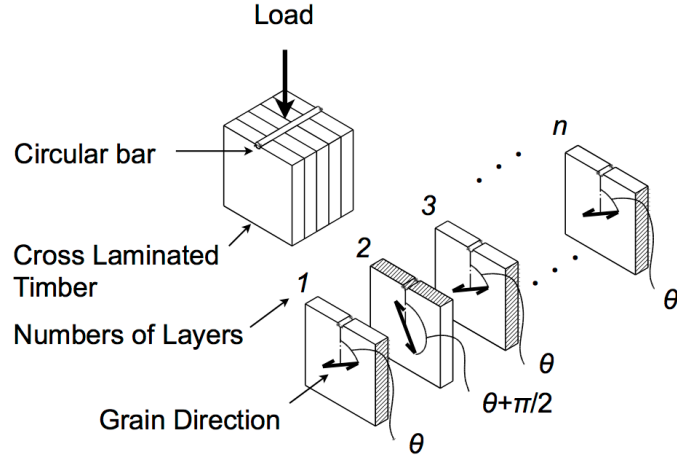


Fig.2.1 Definitions of symbols for the embedment of circular bar against CLT.

このときのCLTの面圧強度 (σ_{CLT}) は次の様になる。

$$\sigma_{CLT} = \frac{(n+1)\sigma_{\theta} + (n-1)\sigma_{\theta+90}}{2n} \quad (3)$$

この式は、平行層の割合を β とすると、次の様に表わすことができる。

$$\sigma_{CLT} = \beta\sigma_{\theta} + (1-\beta)\sigma_{\theta+90} \quad (4)$$

式(4)に、式(1), (2)を代入すると

$$\sigma_{CLT} = \beta \frac{\sigma_0 \sigma_{90}}{\sigma_0 \sin^2 \theta + \sigma_{90} \cos^2 \theta} + (1-\beta) \frac{\sigma_0 \sigma_{90}}{\sigma_0 \cos^2 \theta + \sigma_{90} \sin^2 \theta} \quad (4)'$$

と表される。式(4)'の第一項、第二項、および式(4)'の曲線例をFig.2.2に示す。ここで繊維平行方向の面圧強度 (σ_0) 木質構造設計規準等で用いられる ($\sigma_{90}/\sigma_0 = 0.5$)³³⁾の仮定を用いた。

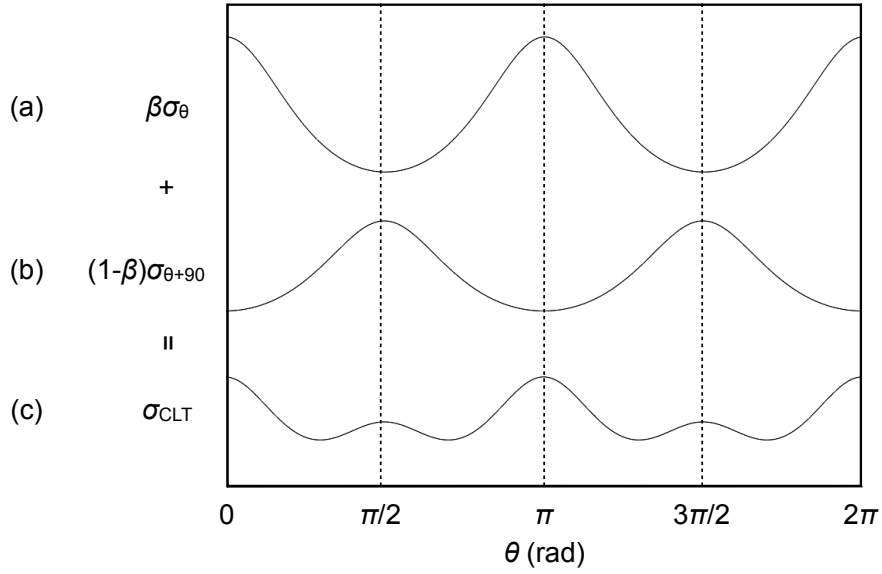


Fig.2.2 Relationships between embedment strengths and grain angle (θ).
Notes: (a) First term of the Eq.(4), (b) Second term of the Eq.(4) (c) Eq.(4)

2.2.1.2 強度が最小となる繊維角度

式(4)における第二項の波形は第一項の位相が $\pi/2$ だけずれたものであり、第一項と第二項は β の分だけ振幅が異なる。それらを足し合わせたものが式(4)であり、 β に応じて、 $\pi/2$ が極大となる場合と、 0 が極大となる場合がある。一方、繊維角度 (θ) が $0, \pi/2, \pi$ でなく、かつ、Fig.2.2(c)の曲線の傾きが 0 となる点があり、極小点、つまり面圧強度 (σ_{CLT}) が最小となる点である。そのときの繊維角度を θ_{min} と表すと、繊維平行層の割合 (β) と面圧強度が最小となる繊維角度 (θ_{min}) の関係は次のようになる。

$$\frac{d}{d\theta} \sigma_{CLT}(\theta = \theta_{min}) = 0$$

かつ

$$\theta_{min} \neq 0, \frac{\pi}{2}, \pi \quad (5)$$

繊維平行方向の強度と繊維直交方向の面圧強度比 ($\sigma_{90}/\sigma_0 = 0.5$)³⁰⁾ の関係を用いることで、 θ_{min} を求める β の関数 $f(\beta)$ は、式(5)より、以下の様に表される。

$$\beta = \frac{(\sin^2 \theta_{min} + 1)^2}{2 \sin^4 \theta_{min} - 2 \sin^2 \theta_{min} + 5} \quad (6)$$

ここで、式(6)は隠伏式の形で表した。式(6)によって表される曲線をFig.2.3に実線で示す。式(5)の一階の微分方程式の解である式(6)は、このままだと任意の β のときの θ_{\min} について求めづらい。

まず、式(6)の曲線は波形であることから、次の三角関数による近似式で表される。

$$\beta \approx \frac{3}{10} \cos(2\theta_{\min}) + \frac{1}{2} \quad (7)'$$

式(7)'を θ_{\min} について整理すると

$$\theta_{\min} \approx \frac{\cos^{-1}\left(\frac{5}{3}(2\beta - 1)\right)}{2} \quad (7)$$

となり、 β から θ_{\min} を容易に誘導することが可能となる。ただし、ここで $\theta_{\min} > 0$ である。

式(7)をFig.2.3に重ねて点線で示した。 $\beta=0.2, 0.5, 0.8$ のとき近似した式(7)の曲線の外形は、元の式(6)の曲線とほぼ同じである。

Fig.2.3を見ると、いずれの曲線も、等厚ラミナ構成と仮定したCLTの取りうる β の範囲では、ほぼ直線形となることがわかる。つまり、3層CLTでは $\beta = 0.66\dots$ ($n=3$)、5層では $\beta = 0.6$ ($n=5$)であり、 $n \rightarrow \infty$ とすると、 $\beta \rightarrow 0.5$ となる。そこで、CLTとして想定される範囲内 ($0.33\dots < \beta < 0.66\dots$) において、面圧強度 (σ_{CLT}) が最小となる繊維角度 (θ_{\min}) を次式のように近似しても差し支えない。

$$\theta_{\min} \approx \frac{\pi}{2} \beta \quad (8)$$

式(8)によってあらわされる直線もFig.2.3に重ねて点線で示した。 ($0.33\dots < \beta < 0.66\dots$) の範囲では、むしろ式(7)よりも、式(8)が良い近似となっていることが分かる。この範囲外 ($\beta < 0.33\dots$ および $\beta > 0.66\dots$) では、直線と曲線の差が大きくなるため、式(8)を近似式として用いることが出来ない。 $\beta < 0.33\dots$ および $\beta > 0.66\dots$ の範囲では式(7)は有効な近似式となる。

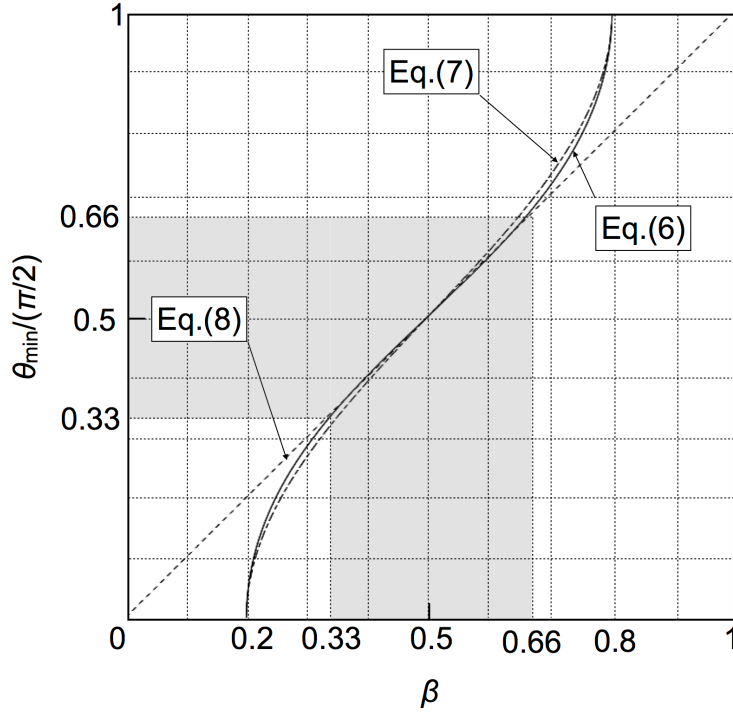


Fig.2.3 Relationships between grain angle when embedment strength is the minimum (θ_{\min}) and parallel to the grain layer ratio (β)

Legend: Rigid line: theoretical equation Eq.(6), Dot-dash line: Trigonometric approximation Eq.(7) (when $0 < \beta < 1$), Dot line: Linear approximation Eq.(8) (when $0.33 < \beta < 0.66$).

2.2.1.3 繊維角度に対する平均面圧強度

ここで異方性の強さを表す指標として、 $\sigma_{\text{CLT}}(\theta = \theta_{\max})/\sigma_{\text{CLT}}(\theta = \theta_{\min})$ を用いる。すると、式(4),(7)より、 $\beta=0.5$ ($n \rightarrow \infty$) のとき異方性が最小となる。そのときの σ_{CLT} は式(1), (2), (4)より次の様に求まる。

$$\sigma_{\text{CLT}} = \frac{3}{2}\sigma_0 \frac{1}{\sin^2 \theta \cos^2 \theta + 2} \quad (9)$$

この式(9)のもとで、面圧強度の最大値 ($\sigma_{\text{CLT,max}}$) は $\theta = 0, \pi/2$ のとき、面圧強度の最小値 ($\sigma_{\text{CLT,min}}$) は $\theta = \pi/4$ のとき、面圧強度の角度に対する平均値 ($\sigma_{\text{CLT,ave}}$) は $\theta = \pi/8$ のときに現れる。その値は(4)より次のように求まる。

$$(\sigma_{\text{CLT,max}}, \sigma_{\text{CLT,min}}, \sigma_{\text{CLT,ave}}) = \left(\frac{3}{4}\sigma_0, \frac{2}{3}\sigma_0, \frac{17}{24}\sigma_0 \right) \quad (10)$$

なお、 $\sigma_{\text{CLT,ave}}$ の定義は、式(4)を $\theta = 0^\circ$ から $\pi/4$ まで積分したものを、 $\pi/4$ で除した値であり、 $\sigma_0/\sigma_{90} = 0.5$ の場合、 β の値に関わらず、ほぼ一定値、 $\sigma_{\text{CLT,ave}} \approx 0.7\sigma_0$ となる。

2.2.2 実験

2.2.2.1 試験体

Fig.2.4にCLTの面圧実験の様子を，Fig.2.5に試験体の寸法とパラメータを示す。

試験体には5層のスギCLTブロックを用いた。試験体を構成するラミナは，厚さ30mm，幅125mm，集成材日本農林規格におけるラミナの品質基準L60のものを用いた。5層スギCLTは，厚さ150mm，平均気乾密度 $\rho=430\text{kg/m}^3$ ，平均含水率 $M.C.=13\%$ であり，高分子イソシアネート系接着剤で積層接着されている。幅はぎ接着はなく，縦つぎは存在しない。

面圧試験体は载荷用の鋼棒の直径（ d ）の14倍の幅と高さとした。面圧実験のパラメータは最外層の荷重方向に対する繊維角度（ θ ）とし， 0° ， 30° ， 60° ， 90° の4条件とし，試験体数は6-7体ずつとした。

Fig.2.6にラミナの面圧実験の様子を示す。CLTブロックを帯のこで，各層ごとに切断した。6体のブロックから，繊維平行方向のラミナ（ $\theta=0$ ）が18体，繊維平行方向のラミナ（ $\theta=0$ ）が12体の計30体の試験体を作成した。

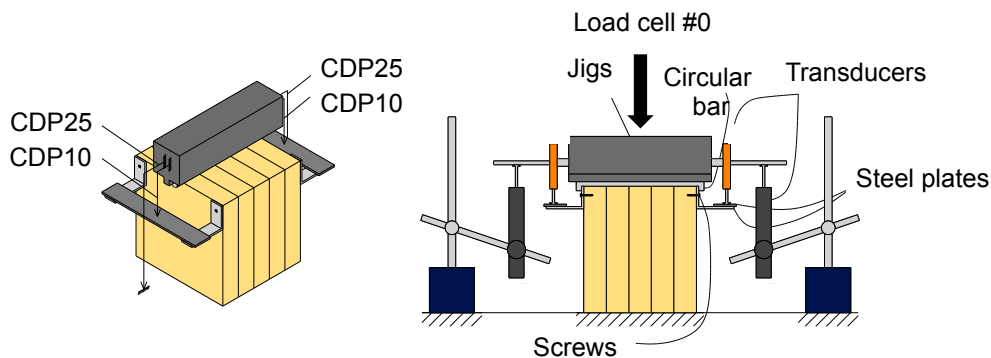


Fig.2.4 Test apparatus of embedment test.

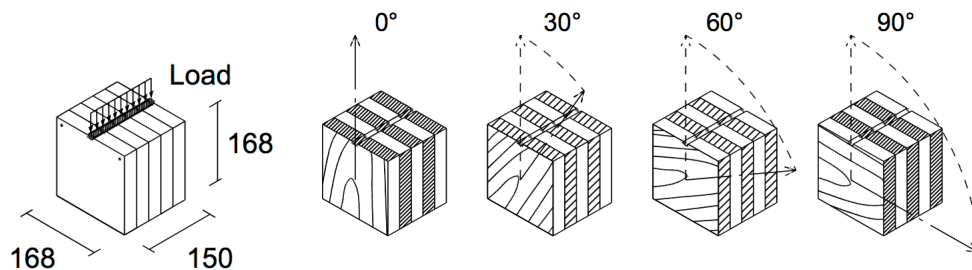


Fig.2.5 Parameters of embedment test.

以降は全体の挙動を示す為に絶対変位計測値を10mm変位の時の荷重値が等しくなる様に曲線を重ね合わせた。荷重が最大値を示さないめり込み型の荷重変位関係を示したため、初期剛性は15mm変位時の荷重の30%、50%の値を結んだ直線の傾きとした。その直線を径 $d=12\text{mm}$ の2%及び5%オフセットさせた直線と荷重変位関係とのそれぞれの交点³¹⁾ならびに目視により定めた比例限度の3つにより面圧強度を求めた。

Fig.2.9より、荷重変位挙動に対する繊維方向角度の影響は比較的小さいことが見て取れる。降伏後に荷重が一定のまま推移する区間を示す。この時の強度特性値は 30N/mm^2 ($\theta=0^\circ$) から 25N/mm^2 ($\theta=60^\circ$) 程度である。変位が5mm程度に達した後、やや荷重が増大する傾向を示したものの、その傾きは初期剛性 (k) の0.01-0.03倍と極めて小さかった。

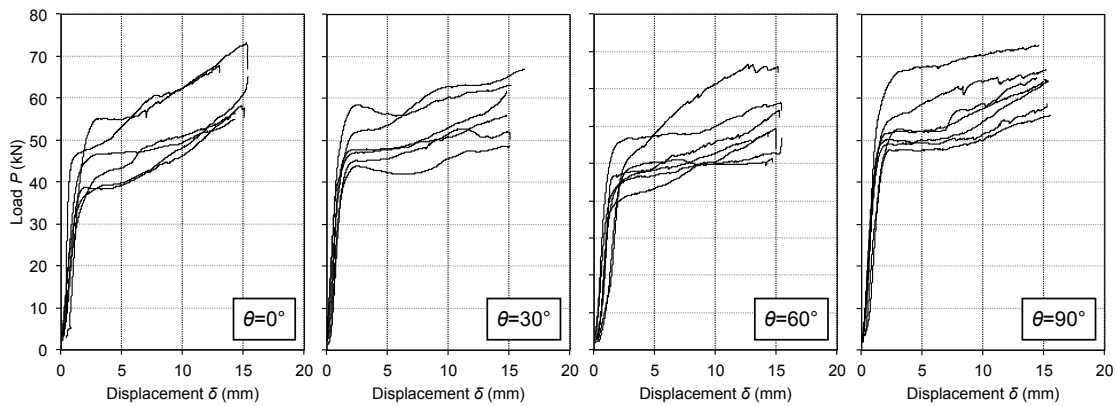


Fig.2.8 Embedment stress (σ) – vertical deformation (δ) curves of each parameters.

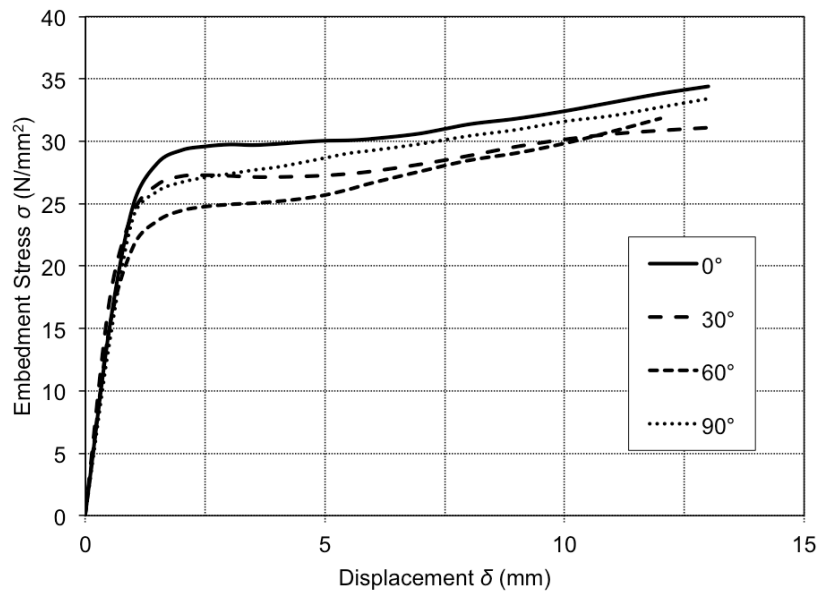


Fig.2.9 Embedment stress (σ) – vertical deformation (δ) mean curves.

Legends: 0° : $\theta=0^\circ$, 30° : $\theta=30^\circ$, 60° : $\theta=60^\circ$, 90° : $\theta=90^\circ$

2.2.3.2 破壊の様子

Fig.2.10およびFig.2.11に面圧実験の破壊の様子を示す。繊維角度 (θ) によって破壊の傾向が異なる。 0° 方向では、鋼棒直下にある木部のみが変形した。 90° 方向では半円状の切り欠き底部を起点とするハの字方向に広がる横引張破壊が見られた。 30° および 60° では、片側にのみ目切れのようなき裂が生じた。

またFig.2.11に示したように、大変形時では、各層相互に変形を拘束する効果は見られなかった。

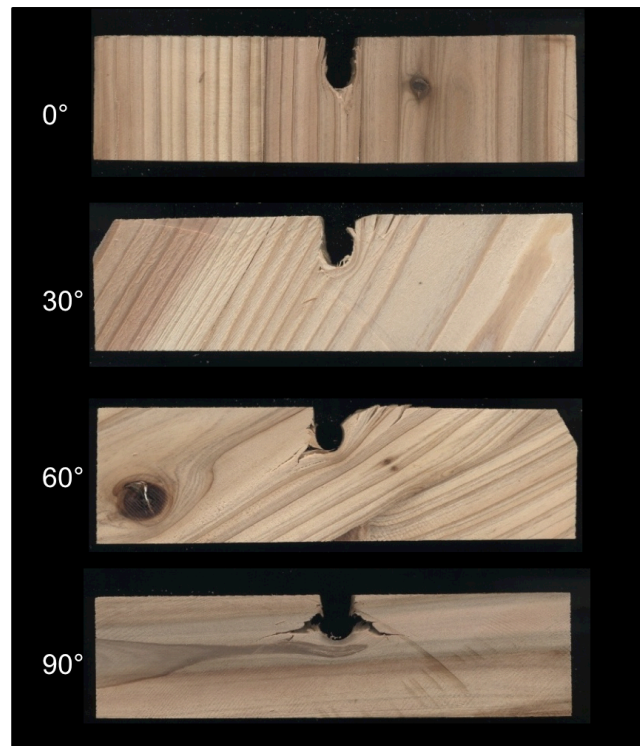


Fig.2.10 Embedment failure of odd number layer on each parameter
Legends: 0° : $\theta=0^\circ$, 30° : $\theta=30^\circ$, 60° : $\theta=60^\circ$, 90° : $\theta=90^\circ$



Fig.2.11 The example of embedment failure ($\theta=30^\circ$).
Notes: The dashed circle indicates the exposed of glued surface.
The each laminae failed independently under the ultimate state.

2.2.3.3 推定値と実測値の比較

Fig.2.12に面圧強度 (σ_{CLT}) と繊維角度 (θ) の関係を示す。また式(1), (2), (4)の推定式によって求めた曲線を重ねて示す。推定式に代入した値はラミナの面圧実験結果とした。

面圧強度 (σ_{CLT}) は、比例限度強度、2%オフセット降伏強度、5%オフセット降伏強度のいずれの強度特性値 ($\sigma_{5\%offset}$, $\sigma_{2\%offset}$, σ_{limit}) においても60°付近で最小値をとるという傾向を示した。

推定式から得られた曲線では最小値をとる角度 (θ_{min}) は54°となり、実測値と曲線の傾向は良く一致している。ただし強度特性の値自体は、推定値の方が低い。これは予測に接着による層同士の相互の効果が含まれていないためであると考えられる。

このようにCLTでは強度への繊維角度の影響が小さいため、接合具を多数本使用する場合等では、各層の平均強度を用いれば、おおよその面圧強度を推測することができる可能性が示唆された。

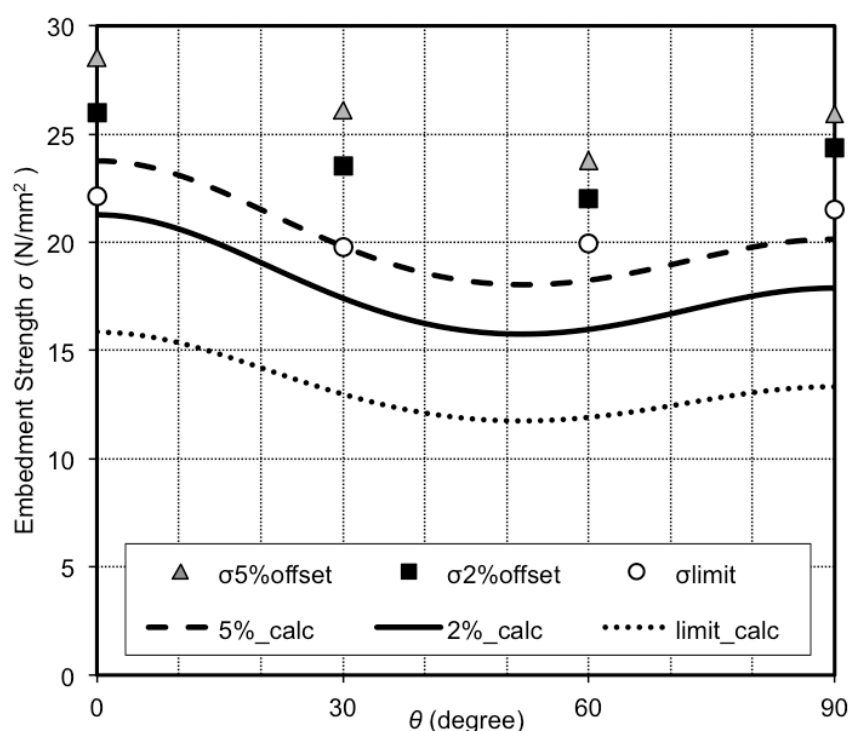


Fig.2.12 Embedment strength (σ) – grain angle (θ) relationships.

Legend: $\sigma_{5\%offset}$: Yield strength of CLT obtained by 5% offset method⁵⁰⁾, $\sigma_{2\%offset}$: Yield strength of CLT obtained by 2% offset method⁴⁷⁾, σ_{limit} : Proportional limit strength of CLT. 5%_calc: Calculated embedment strength based on 5% yield strength of laminae. 2%_calc: Calculated embedment strength based on 2% yield strength of laminae. limit_calc: Calculated embedment strength based on proportional limit strength of laminae.

2.3 端部せん断強度

2.3.1 理論

Fig.2.13にCLTの端部せん断の定義を示す。せん断強度特性値の評価は、近年提案されている実大いす型せん断試験体⁵²⁾によることとし、Fig.2.13に示すせん断試験体要素のモデルについて推定式を誘導した。

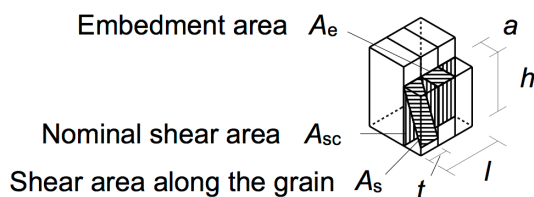


Fig.2.13 Definitions of symbols for the block shear of CLT.

Fig.2.13は互いに直交するラミナで構成されるいす型試験体要素である。図に示す寸法を持つ、 n 層CLTについて、端部（ al の面積を持つ部分）に荷重が与えられた場合のみかけのせん断強度（ F_{sc} ） N/mm^2 を求める。ここで各層の挙動が独立であること、せん断面上に、一様にせん断応力が分布することを仮定した。さらに、繊維が直交に近い層では、圧縮降伏が生じると考えられるため、繊維角度（ θ ）に応じて圧縮降伏または、せん断破断のいずれかが生じると仮定した。このときせん断破断は、繊維に沿って生じるものとした。

繊維平行方向のせん断実験では、せん断応力はせん断面に一様に分布するとみなしてきた。しかし、繊維直交方向では、圧縮方向のヤング係数が小さいため、圧縮部に近いほど変位が大きくなり、せん断面の鉛直方向の変位分布が一様ではない。

つまり、ラミナ一枚あたりに、鉛直方向に分布したせん断変位の総和は、繊維直交層の方が繊維平行層に比べて小さい。圧縮について平面保持を仮定すると、これらの変位の差が接着層に分布する変位に相当すると考えられる。

圧縮されるラミナが平面保持され、接着面のせん断剛性とせん断面のせん断剛性がほぼ同程度と仮定すると、鉛直方向のせん断分布の不均一性は、層間の接着による補剛効果によって相殺される。したがって、ラミナ幅とせん断力を受ける端部幅の長さが同程度の場合、せん断面上に変位は一様に分布し、各層は独立に働くという仮定を用いることができる。

ラミナが圧縮降伏する場合、各層の圧縮降伏荷重は次のように導かれる。

任意の繊維角度（ θ ）の層が圧縮を生じるとき、奇数層の圧縮降伏荷重（ F_1 ）および偶数層の圧縮降伏荷重（ F_2 ）は2.1節によれば次式で表される。

$$F_1 = \frac{f_{c0}f_{c90}}{f_{c0}\sin^2\theta + f_{c90}\cos^2\theta} A_e \frac{n+1}{2n} \quad (11)$$

$$F_2 = \frac{f_{c0}f_{c90}}{f_{c0} \cos^2 \theta + f_{c90} \sin^2 \theta} A_e \frac{n-1}{2n} \quad (12)$$

ここで

f_{c0} ラミナの繊維平行方向への圧縮降伏強度の平均値(N/mm²)

f_{c90} ラミナの繊維直交方向への圧縮降伏強度の平均値(N/mm²)

A_e 圧縮面積 (mm²) (Fig.2.13参照)

である。

せん断力による破断が生じる場合、Fig.2.14のように破断は上隅部を起点とし、繊維方向に沿って生じるものとする、各層の破壊荷重は以下のように導かれる。

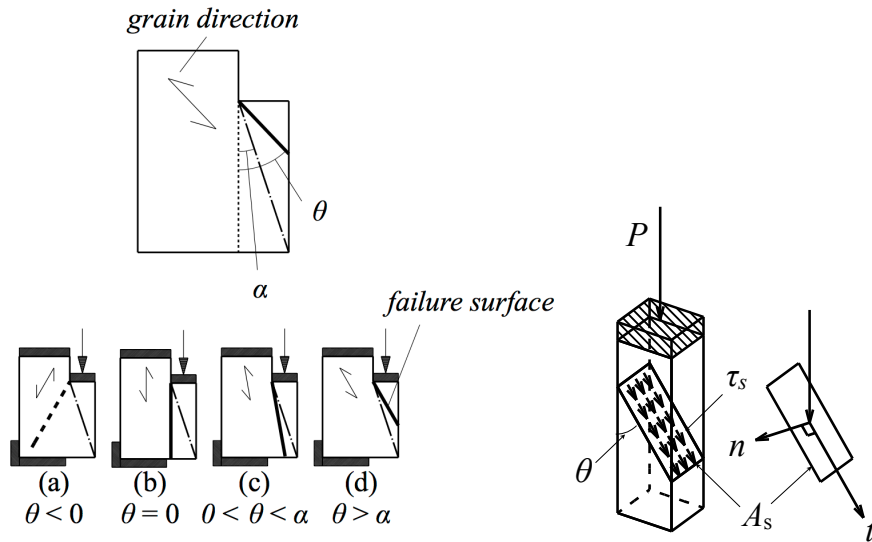


Fig.2.14 Definition of angle α . Failure of shear test specimens.

Legends: θ : Angle of grain direction against the vertical axis.

Rigid line: Position of failure surface (A_s).

Notes: Failure surface indicates the failure caused the displacement along the grain. When the $\theta < 0$, because of the failure restrained by the jig, it was expressed by the dotted line.

任意の繊維角度 (θ) の層について、上隅部を起点とする繊維に沿った面（以下、 A_s 面。Fig.2.14に示す）にはたらく鉛直荷重の接線方向分力がはたらく。この分力によって破断が生じるとすると破断面が下隅部を通るとき、すなわち $\theta = \alpha = \tan^{-1}a/h$ のとき、破断面 (A_s) は最も大きい。破断面面積 (A_s) は繊維角度 (θ) による関数となり、次の様に表される。

$$A_s = \begin{cases} \frac{ht}{\sin \theta} & \left(-\frac{\pi}{2} < \theta < -\frac{\pi}{2} + \alpha\right) \\ \frac{-at}{\cos \theta} & \left(-\frac{\pi}{2} + \alpha < \theta < 0\right) \\ \frac{ht}{\cos \theta} & (0 < \theta < \alpha) \\ \frac{at}{\sin \theta} & \left(\alpha < \theta < \frac{\pi}{2}\right) \end{cases} \quad (13)$$

$$\alpha = \tan^{-1} \frac{a}{h} \quad (14)$$

破断に寄与するのは、 A_s 面に鉛直に分布する荷重の接線成分のみであり、奇数層破断荷重 (F_3)、偶数層の破断荷重 (F_4) は、次式で定義される。

$$F_3 = \frac{\tau_s}{\cos \theta} A_s \frac{n+1}{2n} \quad (15)$$

$$F_4 = \frac{\tau_s}{\sin \theta} A_s \frac{n-1}{2n} \quad (16)$$

ただし

τ_s 材料の平均せん断強度 (N/mm²)

である。

圧縮とせん断のいずれかが生じるとき、これら式(10)、(11)および式(14)、(15)の組み合わせのうち、最も小さいものがCLT全体のみかけのせん断荷重 (F_{sc}) となり、

$$F_{sc} = \min(F_1 + F_2, F_1 + F_4, F_2 + F_3, F_3 + F_4) \quad (17)$$

と表され、せん断強度 (τ_{sc}) はせん断面積 (A_{sc}) を用いて次式で表される。

$$\tau_{sc} = \frac{F_{sc}}{A_{sc}} \quad (18)$$

ここでは、Fig.2.14の断面のような試験体の形状であるため、奇数層の破断である θ が0より小さくなるような、偶数層では θ が0より大きくなるようなずれを生じることが出来ないため、 F_3 は $\theta > 0$ のみ、 F_4 は $\theta < 0$ のみとなる。

最後に、建築において頻出する $\theta = 0^\circ, 90^\circ$ の場合にのみ限定すると、式(4)と同様に平行層の割合 (β) を用いて、式(11)-(17)は次の様に表される。

$$F_{sc} = \min(\tau_s A_s, f_{c0} A_{e0}) + f_{c0} A_{e90}$$

$$A_s = \beta A_{sc}$$

$$\begin{aligned}
A_{e0} &= \beta al \\
A_{e90} &= (1 - \beta)al
\end{aligned}
\tag{19}$$

ここで、

A_{e0} 繊維平行方向の圧縮を受ける面積(mm²)

A_{e90} 繊維直交方向の圧縮を受ける面積(mm²)

l CLT厚さ(mm)

である。

式(17)はいす型せん断実験のような端部せん断のみを対象としているのに対し、式(19)は見かけのせん断面積 (A_{sc}) を適宜変更することで、引きボルト接合部のような端抜けせん断も対象とすることが出来る。

2.3.2 実験

2.3.2.1 試験体

試験体には、スギのラミナ（厚さ30mm，幅125mm，集成材日本農林規格におけるラミナの品質基準L60）による5層のスギCLT（厚さ150mm，平均気乾密度 $\rho=430\text{kg/m}^3$ ，平均含水率 $M.C.=13\%$ ，高分子イソシアネート系接着剤使用，幅はぎ接着なし，縦つぎなし）を用いた。面圧実験に供した試験体の健全部分を切り出し、いす型せん断実験の試験体を作成した。

いす型せん断試験体は、JISZ2101⁵¹⁾に示される試験体の寸法比に準じ、せん断面の高さは載荷部幅 (a) の3倍，固定部高さは4倍，固定部幅は2倍とした。せん断実験では，実験の最大荷重が試験機の最大容量に収まるよう，試験体は片側2層分を取り除いた3層CLTとした。

パラメータをFig.2.15に示す。パラメータは最外層の荷重方向に対する繊維角度 (θ) とし， $-60^\circ, -30^\circ, 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ の6条件とし，試験体数は6-7体ずつとした。

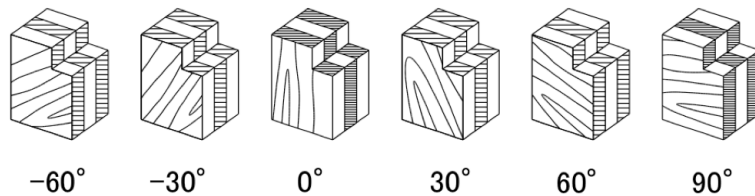


Fig.2.15 Parameters of the block shear tests.

Legends: $-60^\circ: \theta=-60^\circ, -30^\circ: \theta=-30^\circ, 0^\circ: \theta=0^\circ, 30^\circ: \theta=30^\circ, 60^\circ: \theta=60^\circ, 90^\circ: \theta=90^\circ$

2.3.2.2 実験方法

いす型せん断実験は、井道らによる実大いす型せん断実験⁵²⁾による方法に準じて行った。Fig.2.16に試験体詳細、試験装置のセットアップを示す。

試験体が回転しないよう、試験体上下および下部側面を治具で固定し、切り欠き部には幅30mm、厚さ35mmの载荷用鋼板を置いた。载荷は上下にスライド機構を持つ载荷用バーを介して行い、単調圧縮载荷とした。なお、载荷用バーと鋼板の間は、鋼板およびバーに回転モーメントが生じないように、試験体の厚さ方向にピン固定とした。圧縮荷重とクロスヘッドの変位をロードセル及び変位計を用いて計測した。

100kN容量のInstron万能試験機を用い、圧縮荷重とクロスヘッドの変位を100kN容量のロードセル及び25mm容量の変位計を用いて計測した。

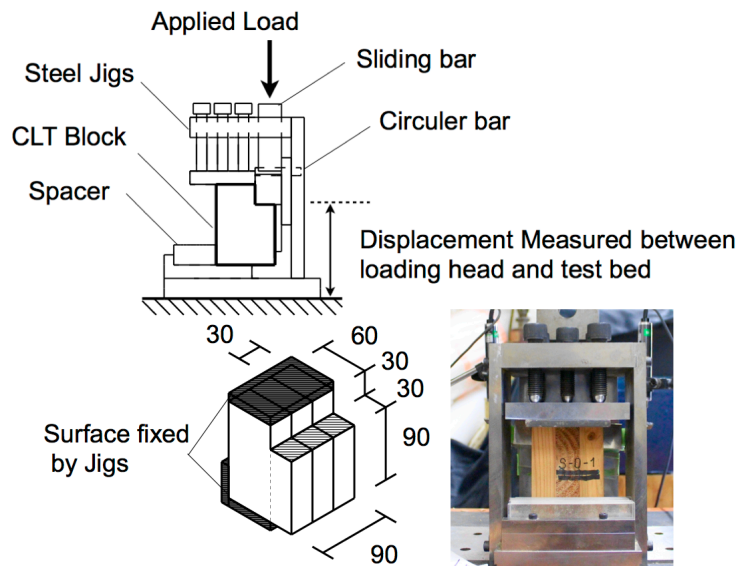


Fig.2.16 Test setup of the buck shear test.

2.3.3 結果と考察

2.3.3.1 応力変位関係

Fig.2.17にいす型せん断実験の応力変位関係を、Fig.2.20にそれぞれの応力変位関係の平均曲線の比較を示す。見かけのせん断強度 (τ_{sc}) は最大荷重 (P_{max}) を見かけのせん断面積 (A_{sc}) で除した値で定義した。角度によって曲線の形状が異なり、面圧実験に比べて角度依存性が大きいことが見て取れる。

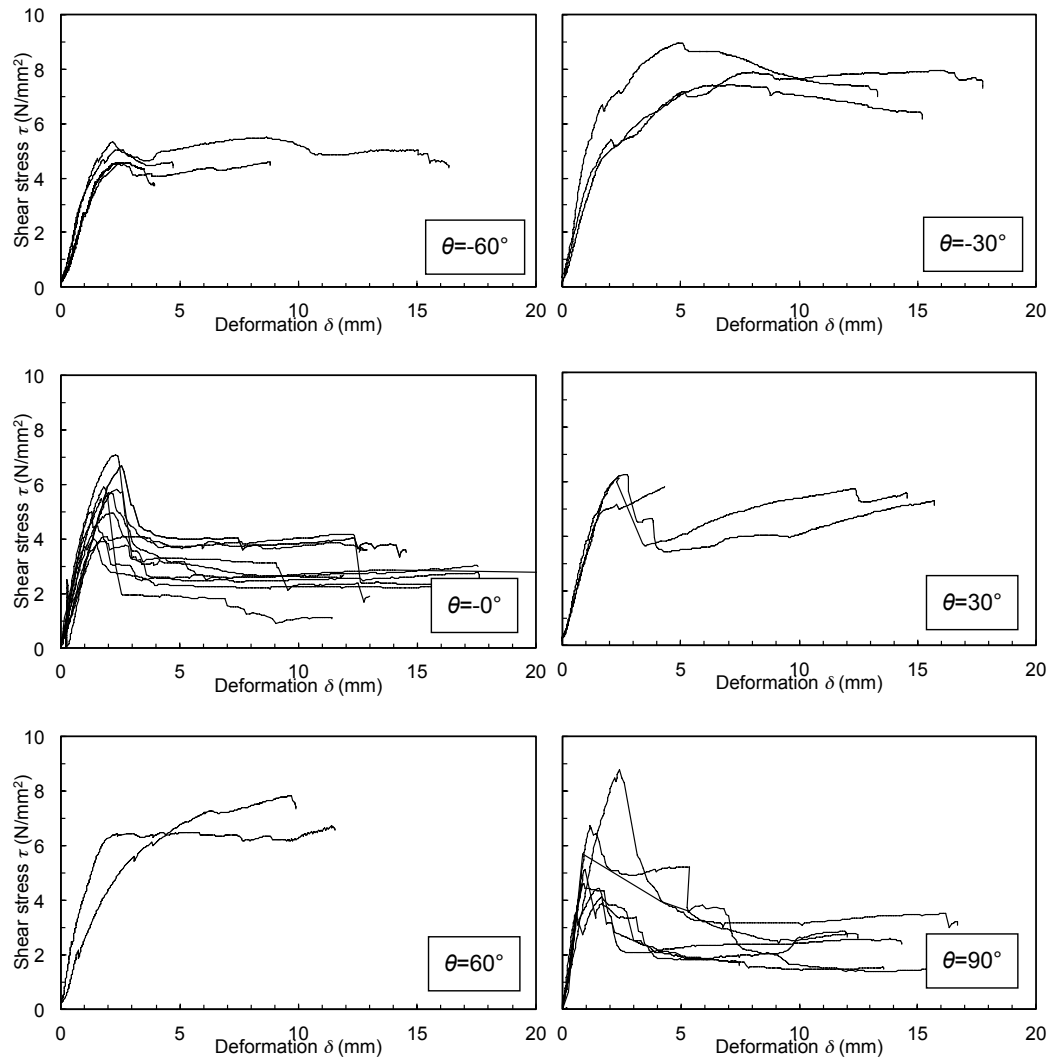


Fig.2.17 Shear stress (τ) – vertical deformation (δ) curves of each parameters.

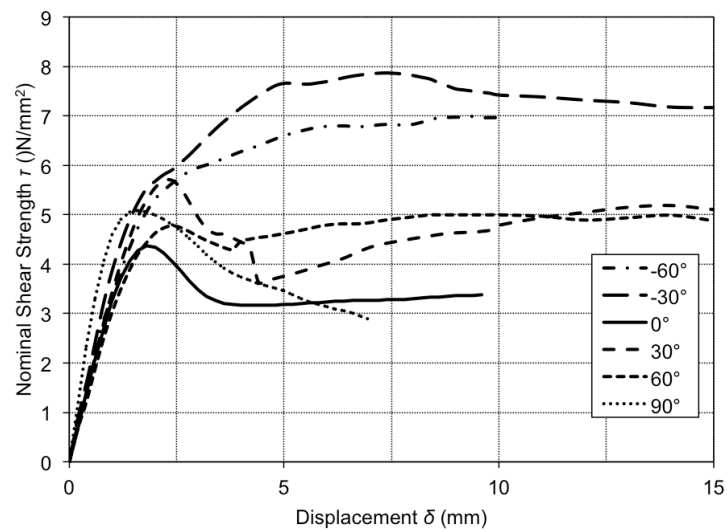


Fig.2.18 Shear stress (τ) – vertical deformation (δ) mean curves.

2.3.3.2 破壊の様子

Fig.2.19に特徴的な破壊の様子を示す。見られた破壊は、(a)奇数層と偶数層の境界接着面近傍でのせん断破壊、(b)繊維に沿ったせん断破壊、(c)圧縮破壊、(d)横引張破壊であった。

隅角部から見た最外層の繊維が試験体に対して外側を向いている場合 (0° , 30° , 60°) , 繊維に沿った破断が生じた。一方、繊維方向が内側を向いている場合 (-30° , -60°) 最外層に繊維に沿った破断は見られなかった。Fig.2.21の 60° 試験体に、ずれ破断が生じているように見えるが、これは荷重が低下した後生じた横引張り力による亀裂である。いす型せん断実験において最も応力の集中する⁵³⁾、切り欠き隅部を基点として走る繊維の他端が拘束されていない場合に、この破断が生じている。したがってこの破断は、鉛直荷重の繊維に沿った面に対する接線成分によって生じたせん断破壊である可能性が示唆される。

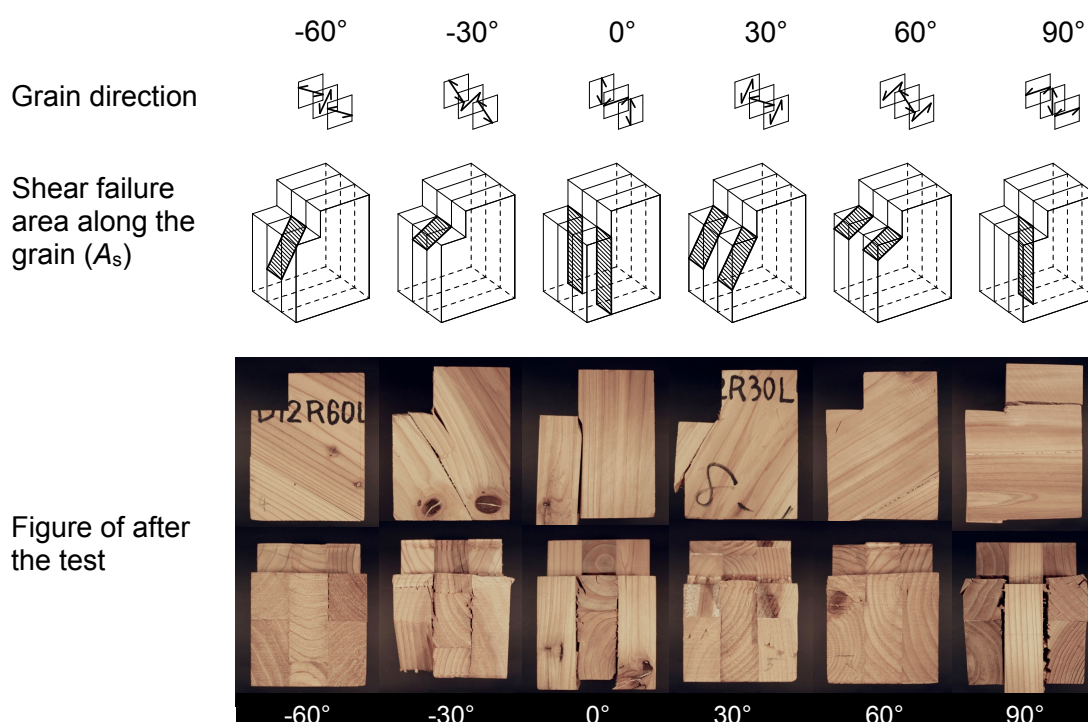


Fig.2.19 Failure of each layer of block shear test

Legends: -60° : $\theta=-60^\circ$, -30° : $\theta=-30^\circ$, 0° : $\theta=0^\circ$, 30° : $\theta=30^\circ$, 60° : $\theta=60^\circ$, 90° : $\theta=90^\circ$

Notes: Grain direction: arrows indicate the grain direction of each layers, Shear failure area along the grain (A_s): shaded areas indicate the shear failure areas. the lateral tensile failures were ignored here. Figures after the tests include the shear and lateral tensile failures.

2.3.3.3 推定値と実測値の比較

Fig.2.20にせん断強度 (τ_{sc}) と繊維角度 (θ) の関係を示す。また推定式(10) - (17)を用いて求めた曲線を重ねて示す。推定式に代入した値は、繊維平行方向の実大せん断実測値⁵²⁾、

⁵⁴⁾および縦圧縮強度³⁷⁾、繊維直交方向の圧縮降伏荷重³⁶⁾に基づいて定めた。値をTable.2.3に示す。

せん断強度は、比例限度強度、2%オフセット強度、最大強度のそれぞれの強度特性値 (τ_{\max} , τ_{limit}) によって、異なる傾向を示している。このうち、比例限度強度 (τ_{limit}) は推定式による曲線と比較的良く一致していることが分かる。

$(F_1+F_2)/A_{\text{sc}}$ (図2.20一点鎖線) は圧縮降伏のみが生じるときの強度を表す曲線であり、Fig.2.7の推定値と同様の傾向を示した。図より 0° を除いて、降伏圧縮により強度が決定されていることがわかる。

最大強度で推定値よりも値が大きい理由としては、変位の進展による圧縮抵抗荷重の増加、接着層において層が相互に拘束する影響、 $\theta < 0$ において、奇数層の繊維に沿ったせん断ずれが下端固定部により抑制される影響等、様々な要因が考えられる。

繊維に沿ったせん断破壊箇所は、実験と推定値とほぼ同じとなった (Fig.2.19)。

実験によって求められたせん断強度 (τ_{\max}) はおよそ 5N/mm^2 であり、推定値はせん断強度を安全側に評価していると言える。

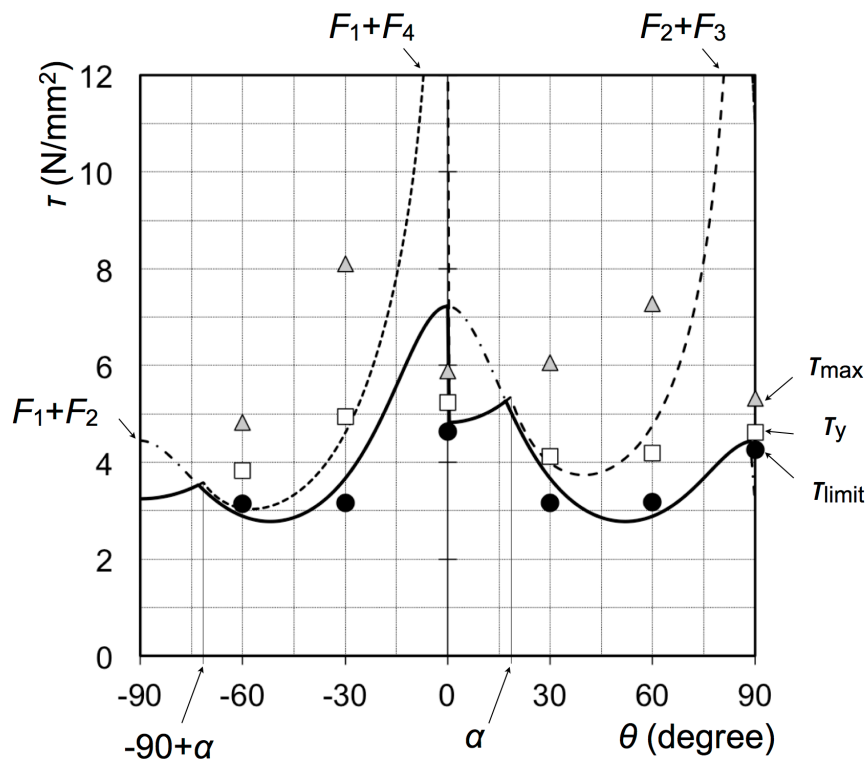


Fig.2.20 Relationships of Shear strength (τ) and Grain angle (θ). relationships.
 Legends: F_1 : Embedment of odd number layer, F_2 : Embedment of even number layer, F_3 : Shear failure of odd number layer, F_4 : Shear failure of even number, τ_{\max} : Maximum nominal shear strength, τ_y : Yield nominal shear strength, τ_{limit} : Proportional limit nominal shear strength. Solid line: Nominal shear strength (τ_{sc}) calculated by Eq.(17).
 Notes: F_1+F_2 , F_1+F_4 , F_2+F_3 divided by A_{sc} to obtain the nominal shear strength τ .

Table.2.1 Characteristic values of embedment test results.

Legend: Exp.: Test result, C.V.: Coefficient of Variation, Calc.: Estimated result, R.E.: Relative error

		Angle θ (degree)			
		0	30	60	90
$\sigma_{5\% \text{ offset}}$ (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	28.52	26.14	23.43	26.11
	<i>C.V.</i>	10.0%	11.0%	14.0%	12.0%
	<i>Calc.</i>	23.76	19.81	18.24	20.14
	<i>R.E.</i>	83.0%	76.0%	78.0%	77.0%
$\sigma_{2\% \text{ offset}}$ (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	25.75	23.66	21.25	24.80
	<i>C.V.</i>	15.0%	11.0%	12.0%	14.0%
	<i>Calc.</i>	21.27	17.42	15.98	17.88
	<i>R.E.</i>	83.0%	74.0%	75.0%	72.0%
σ_{limit} (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	19.24	20.75	18.45	18.00
	<i>C.V.</i>	43.0%	9.0%	10%	27.0%
	<i>Calc.</i>	15.84	12.98	11.91	13.33
	<i>R.E.</i>	82.0%	63.0%	65.0%	74.0%

Table.2.2 Legend: Exp.: Test result, C.V.: Coefficient of Variation, Calc.: Estimated result, R.E.: Relative error.

		Angle θ (degree)					
		-60	-30	0	30	60	90
τ_{max} (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	4.83	8.11	5.88	6.06	7.28	5.32
	<i>C.V.</i>	9.00%	10.00%	27.00%	4.00%	11.00%	21.00%
τ_y (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	3.82	4.95	5.23	4.12	4.19	4.62
	<i>C.V.</i>	5.00%	7.00%	27.00%	11.00%	20.00%	22.00%
τ_{limit} (N/mm ²)	<i>Exp.</i>	3.15	3.20	4.63	3.16	3.17	4.25
	<i>C.V.</i>	40.00%	0.00%	31.00%	1.00%	4.00%	42.00%
	<i>Calc.</i>	2.88	3.66	4.82	3.66	2.88	4.44
	<i>R.E.</i>	99.00%	115.00%	114.00%	116.00%	91.00%	104.00%

Table.2.3 Characteristic values of block shear test results.

Legend: Exp.: Test result, C.V.: Coefficient of Variation, Calc.: Estimated result, R.E.: Relative error.

$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	$\sigma_{0.2\% \text{ offset}}$	f_{c0}	f_{c90}	τ_{max}
(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)
31.0	12.9	28.0	11.1	20.9	8.3	26.8	4.8	7.1

Table.2.4. List of characteristic values.

	Calc. ($/A_s$)				Exp.		
θ	F_1+F_2	F_1+F_4	F_2+F_3	min	τ_{\max}	τ_y	τ_{limit}
(degree)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)
-60	2.88	3.05	-	2.88	4.83	3.82	3.15
-30	3.66	4.61	-	3.66	8.11	4.95	3.20
0	7.22	-	4.82	4.82	5.88	5.23	4.63
30	3.66	-	3.99	3.66	6.06	4.12	3.16
60	2.88	-	4.77	2.88	7.28	4.19	3.17
90	3.13	3.24	-	4.44	5.32	4.62	4.25

2.4 まとめ

CLTの面圧，端部せん断，および鋼板挿入ドリフトとピン接合の降伏について，強度の推定式と強度（ σ, τ, P_y ）と最外層の荷重に対する繊維角度（ θ ）の関係を求めた。面圧実験については、

1. CLTの面圧強度（ σ_{CLT} ）は，繊維平行方向の面圧強度（ σ_0 ）と繊維直交方向の面圧強度（ σ_{90} ）を用いて，Hankinson式によりあらわすことができる。
2. CLTの面圧強度（ σ_{CLT} ）を最外層の荷重に対する繊維角度（ θ ）の関数としたとき，最大面圧強度（ $\sigma_{\text{CLT,max}}$ ）と最小面圧強度（ $\sigma_{\text{CLT,min}}$ ）の差は最大で8割程度である。
3. CLTの面圧強度（ σ_{CLT} ）の角度に対する積分値を角度で除した値，すなわち，角度に対する平均値は，およそ，一定値 $0.7\sigma_0$ となる。

強度の繊維角度依存性は小さく，多数本の接合具が多方向に荷重を受けるような場合等では，繊維角度依存性を無視することができる可能性が示唆されたが，詳細については今後の課題としたい。せん断実験については、

4. CLT端部に，部分圧縮荷重が与えられた場合，各層ごとに，横圧縮，または繊維に沿ったせん断破壊のいずれかが生じる。
5. せん断破壊を生じさせるのに必要な荷重をせん断力がはたらいける断面全体で除した，見かけのせん断強度は，およそ 5N/mm^2 となった。上記4.の仮定の下に計算した推定式と比べて，実験結果より求めたせん断強度（ τ_{CLT} ）は大きい値を示し，4.の仮定以外に，接着層による補強効果などが生じている可能性が示唆された。

端部がせん断力を受ける場合，せん断に加え，圧縮も加味した上，比例限強度や降伏強度を考慮する必要があること，繊維に沿ったずれ破断が生じるか否かが評価指標となりうることを示唆された。

第3章 はりとばねのモデルによるCLTの鋼板挿入二面せん断接合部の荷重変形関係の推定

3.1 はじめに

本章では，CLTのための鋼板挿入型のヨーロッパ型降伏理論式を誘導した⁵⁵⁾。また，Winkler基礎モデルによる接合部の非線形解析を行った⁵⁶⁾。第2章と同様に，接合部の構造性能と繊維角度の関係に関する解析の妥当性を検証するため，荷重角度をパラメータとした鋼板挿入ドリフトピン接合の引張実験を行った。

また接合部の破壊の性状を知るために，端距離，縁距離，接合具径，接合具強度をパラメータとした実験を行った⁵⁷⁾。

3.2 荷重変形関係の推定

3.2.1 非線形解析による荷重変形関係の推定

3.2.1.1 解析モデル

Fig.3.1に接合部を構成する要素を示す。接合部は，スギCLT（厚さ $l=150\text{mm}$ ），ドリフトピン（径 $d=16\text{mm}$ ，長さ $l=170\text{mm}$ ），鋼板厚さ（ $t_s=9\text{mm}$ ）で構成される。

接合部モデルははり要素とばね要素で構成される（Fig.3.2）。要素はそれぞれドリフトピンとCLTに対応する。

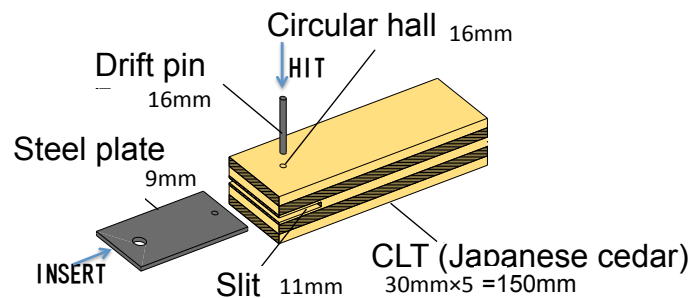


Fig.3.1 The components of the CLT drift pinned connection
Legends: Steel plate, CLT, and drift pin.

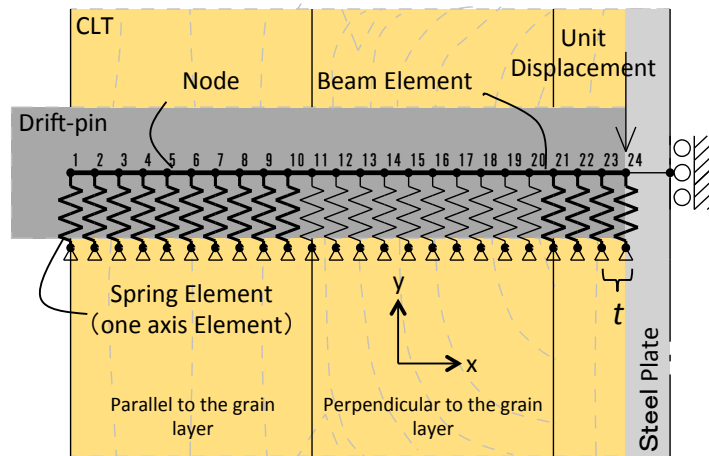


Fig.3.2 Modelize of the CLT drift pin connection with winkler model.

Legends: drift pin: beam elements., timber layers: spring elements.

3.2.1.2 剛体ばねモデルによるモデル化

剛体ばねモデルは川井らによって提案された²³⁾。二次元はり要素のイメージをFig.3.3に示す。通常はFig.3.3(a)のように弾塑性はりにスプリングが取り付け。剛体バネモデルではFig.3.3(b)のように剛体はり一組のばねが取り付け。Fig.3.3(a)のいくつかのせん断ばね (C_u) はFig.3.3(b)でひとつのばね k_u になり，軸方向ばね C_v はひとつの軸ばね k_v とひとつの回転ばね k_θ で表される。

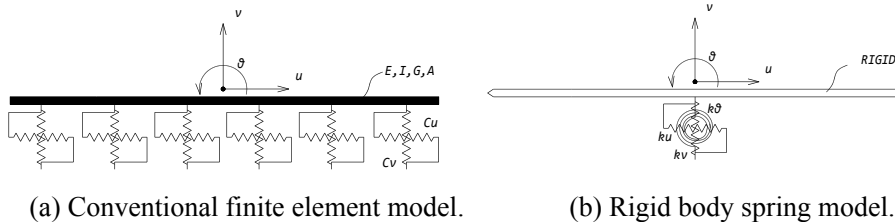


Fig.3.3 Deference between Conventional finite element model and rigid body spring model.

剛体ばねモデルでは，はり要素は，剛体要素（実線）とばね要素（○, ⊙）からなり，剛体要素の重心に，ばね要素が取り付け（Fig.3.4(a)）。有限要素法モデルにおいて，梁要素に与えられていた，曲げ性能 (E, I)，軸方向性能 (E, A) は，全て接合部にばねとして与えられる。さらにせん断性能 (G, A) を簡単に追加することが出来る。

辻野らによるモデルは，自分でコーディングしたプログラムであった。一方本章で用いる計算法には，汎用立体フレーム解析ソフトを用いた。そのソフトでは，同一座標をもつ，2つの節点を設ける事が出来ず，剛体要素間のばねを設ける事が出来ない。そこで，モデルを平面モデルではなく，剛体要素が，クランク型に配置されるような，3次元モデルと

した (Fig.3.4(b))。追加した自由度方向について、全ての節点の自由度を拘束 (変位=0) した。

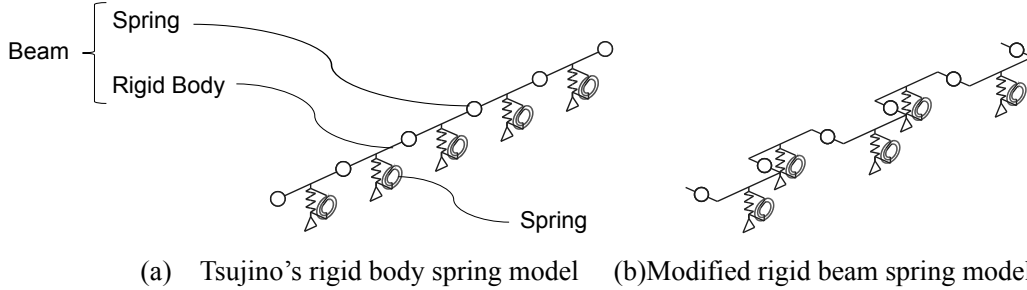


Fig.3.4 Rigid beam body spring model

Notes: (a) Beam elements replaced by rigid body and springs, and axial spring elements replaced by axial and rotational springs. (b) the model for general purpose software which can analyse 3D frame analysis. Instead of the crank shape beam were used to avoid the superposition of the nodes, unnecessary in-plane degrees of freedom were fixed.

3.2.1.3 解析方法

ドリフトピンのモーメント回転角関係、木部の圧縮応力—変位関係をトリリニアモデルで表した。それぞれのモデルには、ドリフトピンの曲げ実験、およびラミナの面圧実験による実測値を用いた。

ここで、ドリフトピンと木部の間の摩擦の影響は無視し、ドリフトピンのせん断、引張、曲げの剛性、曲げ、引張降伏、木部の面圧剛性、降伏を考慮した。解析条件は、最外層の繊維方向に対する荷重角度とし、最外層の繊維方向が荷重に対して0°から90°まで、5°刻みで変化させた計19条件とした。任意角度の特性値は、0°、90°方向の特性値を用いるHankinson式¹⁾によって求めた。

剛体要素間をつなぐ、ドリフトピンのふるまいを表すばねについて、i番目の要素の長さ (l_i) とi+1番目の要素の長さ (l_{i+1}) を用い、軸方向剛性 (k_n)、せん断剛性 (k_s)、回転剛性 (k_m) が、以下のように表される。

$$k_n = \frac{2EA}{l_1 + l_2} \quad (20)$$

$$k_s = \frac{2EA}{(l_1 + l_2)(1 + \mu)} \quad (21)$$

$$k_m = \frac{2EI}{l_1 + l_2} \quad (22)$$

$$M_y = \frac{\sigma I}{d} \quad (23)$$

$$k_{m2} = \alpha_{12} k_m \quad (24)$$

$$k_{m3} = \alpha_{13} k_m \quad (25)$$

である。ここで、

E 鋼材のヤング係数 (N/mm²)

A ドリフトピンの断面積 (mm²)

μ 鋼材のポワソン比

I ドリフトピンの断面二次モーメント (mm⁴)

M_y 降伏モーメント (Nmm)

k_{m2} 二次回転剛性 (Nmm/rad)

k_{m3} 三次回転剛性 (Nmm/rad)

σ 鋼材の強度 (N/mm²)

d ドリフトピン径 (mm)

α_{12} ドリフトピンの M - θ 関係における、二次剛性の初期剛性に対する比

α_{13} ドリフトピンの M - θ 関係における、三次剛性の初期剛性に対する比

である。なお軸方向およびせん断方向については、鋼板挿入ドリフトピン接合の場合、塑性変形をする恐れは、ほばない。そこでここでは、回転以外の自由度に関する塑性以降の挙動については、検討から除外した。

木材を表すばねについては、繊維平行方向軸剛性 (K_{h0}) , 繊維直交方向軸剛性 (K_{h90}) , 繊維平行方向回転剛性 (K_{r0}) , 繊維直交方向回転剛性 (K_{r90}) 等は以下のように表現される。

$$K_h = k_0 l_i \quad (26)$$

$$K_h = k_{90} l_i \quad (27)$$

$$K_r = \frac{k_0 l_i^3}{12} \quad (28)$$

$$K_r = \frac{k_{90} l_i^3}{12} \quad (29)$$

ここで、

k_0 繊維平行方向の単位長さあたりの面圧剛性 (N/mm³)

k_{90} 繊維直交方向の単位長さあたりの面圧剛性 (N/mm^3)

である。ここで、木部の軸方向剛性 (K_h) は、有限要素法と同様の剛性の定義である。しかし、木部の回転方向剛性 (K_r) は剛体ばねモデルで新しく定義されたばね剛性である。この解析法では、要素を剛体と仮定し、接合具の曲げを要素端部の集中ばねで処理している。この要素の軸方向に対して直交方向に、一様に分布して接している要素について、軸方向変形だけでなく、回転方向のばねを加えることで、要素内での軸方向ばねによるばねに、線形のかたよりを与えることが出来る。そのため、この回転剛性 (K_r) は、この軸方向剛性 (K_h) に対して、慣性モーメントと同様の表現となる。

この回転ばねが存在することから、要素長が多少大きくなっても、木部の圧縮に対する精度が落ちにくくなる。竹内らの報告³⁰⁾によれば、土中の杭の変形に関する弾性解析において、梁の曲げ変形に十分な精度を与えるための要素分割の最小値は、4分割であった。CLTは多層材料であるため、これまでと同程度の要素分割を行うと、1層あたりの要素数は、少なくなってしまう。しかし剛体ばねモデルを用いることで、少ない要素数でも精度の良い解析が可能となる。これが剛体ばねモデルがCLTの挙動解析に有用な最大の理由である。

3.2.1.4 鋼棒の3点曲げ実験

鋼板挿入ドリフトピン接合の引張実験に用いたドリフトピンの3点曲げ実験を行った。ドリフトピン径は12mm, 16mmの2種類、曲げ強度がことなる2種類の鋼材をパラメータとし、試験体数はそれぞれ3体ずつとした。

Fig.3.5に、鋼棒の3点曲げ実験のセットアップを示す。上部に回転端のある、支持点でドリフトピンを支持した。支持点下部はボルト等により固定せず、ローラー支持とした。ドリフトピン径と同径の载荷用鋼棒を介し、中央集中荷重を与えた。鉛直荷重およびドリフトピン中央の鉛直たわみを計測した。

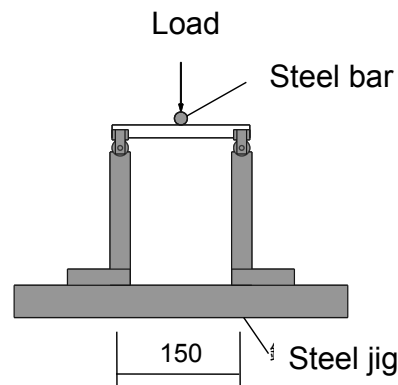


Fig.3.5 The three point bending test test apparatus for the steel bar.

実験結果の荷重変位関係は、次の式を用いてモーメント回転角関係に変換した。

$$M = \frac{PL}{4} \quad (33)$$

$$\theta = 2 \tan^{-1} \frac{2(\delta - \delta_b)}{L} \quad (31)$$

$$\delta_b = \frac{PL^3}{48EI} \quad (32)$$

ここで、

L 支持点間距離 (mm)

E ドリフトピンのヤング係数 (N/mm²)

I ドリフトピンの断面二次モーメント (mm⁴)

である。

得られた荷重変位関係が明確な降伏点を持たなかったため、降伏モーメントは河嵜らによる定義⁵⁸⁾によった。降伏モーメント M_y の定義をFig.3.6に示す。得られた $M-\theta$ 曲線上の、最大モーメント (M_{\max}) の10%, 40%の時の点を結んだ直線の傾きを初期剛性とし、初期剛性の1/6の傾きを持ち、 $M-\theta$ 曲線と接する直線と、初期剛性の直線の交点のモーメントを降伏モーメント (M_y) と定義する。曲げ強度 (σ) は全塑性断面係数 (Z_p) を用いて次式で表される。

$$M_y = \frac{P_y L}{4} \quad (33)$$

$$\sigma = \frac{M_y}{Z_p} \quad (34)$$

$$Z_p = \frac{d^3}{6} \quad (35)$$

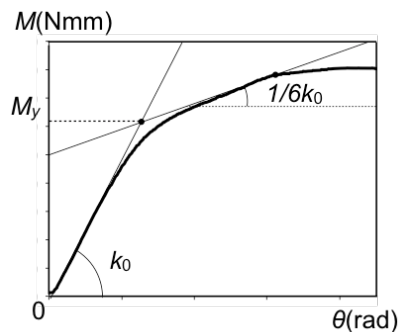


Fig.3.6 The definitions of the M_y and k_0 of the three point bending test.

3.2.1.5 ラミナの面圧実験

Fig.3.7に試験体の応力変位関係を示す。計測した荷重を載荷部分の投影面積で除した値を面圧応力 (σ) , 2つの変位計で計測した変位の平均値を鉛直変位 (δ) とした。0°, 90°ともばらつきが大きい。

Fig.3.8に平均曲線とトリリニア置換を示す。繊維平行方向の圧縮では最大荷重を示した後、剛性が負勾配となった。縦圧縮と同時に、円孔からのせん断破壊が生じているものと思われる。繊維直交方向の圧縮では、降伏後も徐々に荷重が上昇する、いわゆるめり込み型の荷重変位関係を示した。

Fig.3.9右は、後ほど接合部変形の非線形解析で用いるために求めたトリリニアモデルである。解析には逐次積分法を用いたため、解が収束しやすいよう、いずれも剛性は負勾配を持たないモデルとした。

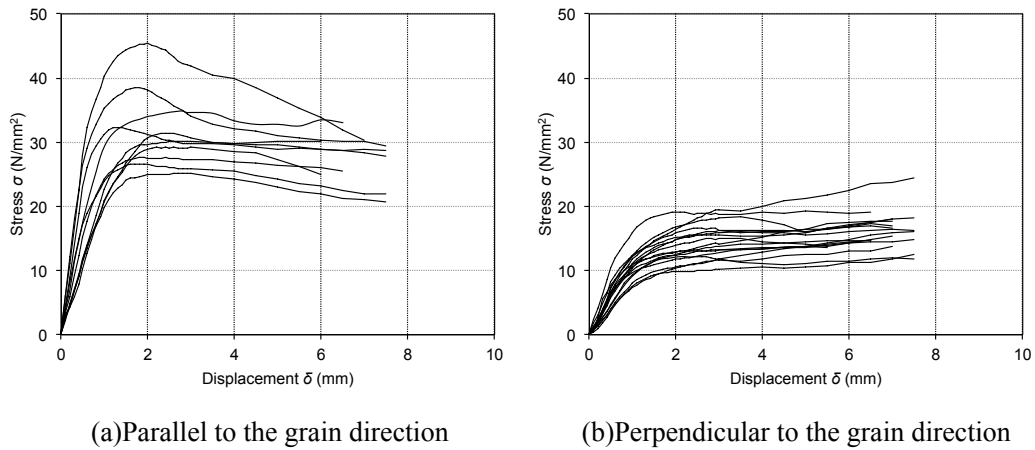


Fig.3.7 Stress (σ) - displacement (δ) relationships of embedment test for laminae

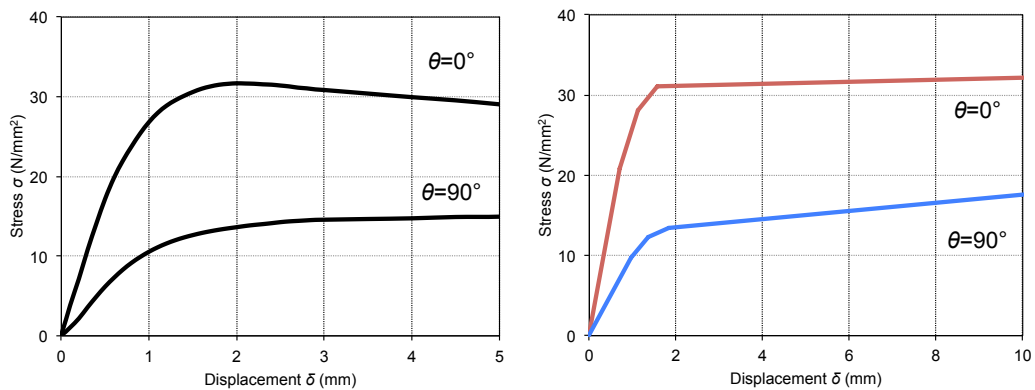


Fig.3.8 Stress (σ) - displacement (δ) mean curve and tri-linear replacement for the numerical analysis.

3.2.1.6 解析条件

Fig.3.9,10に解析に用いたモデルをまとめた。また特性値をTable.3.1からTable.3.4にまとめた。モデルは、対称性により鋼板を対称軸とした半分とし、鋼板とドリフトピンの接点に集中荷重を与えた。ドリフトピンおよび木部の剛性は、それぞれ、鋼材の曲げ剛性 (E)，ラミナの面圧実験の値を用いた。

解析条件は、最外層の繊維方向に対する荷重角度とし、最外層の繊維方向が荷重に対して 0° から 90° まで、 5° 刻みで変化させた計19条件とした。任意角度の剛性は、 0° ， 90° 方向の特性値を用いるHankinson式¹⁷⁾によって求めた。

Table.3.1 Characteristic values for the drift pin

Symbols		Values
E	kN/mm	205000
A	kN/mm	201
l_1	kN	2
l_2	kN	2
μ		0.3
d		16
α_{12}	kN	0.035
α_{13}	kN	0.02

Table.3.2 Characteristic vales for the timber.

Symbols		Values
k_0	N/mm ³	35.23
k_{90}	N/mm ³	11.46
σ_{10}	N/mm ²	20.88
σ_{90}	N/mm ²	9.1
α_1		0.48
α_2		0.61
σ_{y0}	N/mm ²	28.04
σ_{y90}	N/mm ²	12.40
β_1		0.01
β_2		0.05

*For the θ direction loading, we used the Hankinson's equation to obtain k_0 , α_0 , β_0 , σ_{10} , σ_{y0} , k_{0+90} , α_{0+90} , β_{0+90} , σ_{10+90} , and, σ_{y0+90} .

Table.3.3 Analysis parameters.

Material	θ	Material	θ
C	0	G	0
C	5	G	5
C	10	G	10
C	15	G	15
C	20	G	20
C	25	G	25
C	30	G	30
C	35	G	35
C	40	G	40
C	45	G	45
C	50	G	50
C	55	G	55
C	60	G	60
C	65	G	65
C	70	G	70
C	75	G	75
C	80	G	80
C	85	G	85
C	90	G	90

Table.3.4 Notations for the Table3.2 Characteristic vales for the timber and Table.3.3 analysis parameters.

Symbols	Units	Notes
C	-	CLT
G	-	Glulam, $k_0=k_{90}$, $\sigma_{l0}=\sigma_{l90}$, $\sigma_{y0}=\sigma_{y90}$, $\alpha_1=\alpha_2$, $\beta_1=\beta_2$
θ	degree	Grain angle of outer layer
K	kN/mm	litial stiffness
P₁	kN	Proportional limit load
α	-	Ratio: second stiffness/initial stiffness
P₂	kN	Yield load
β	-	Ratio: third stiffness/initial stiffness

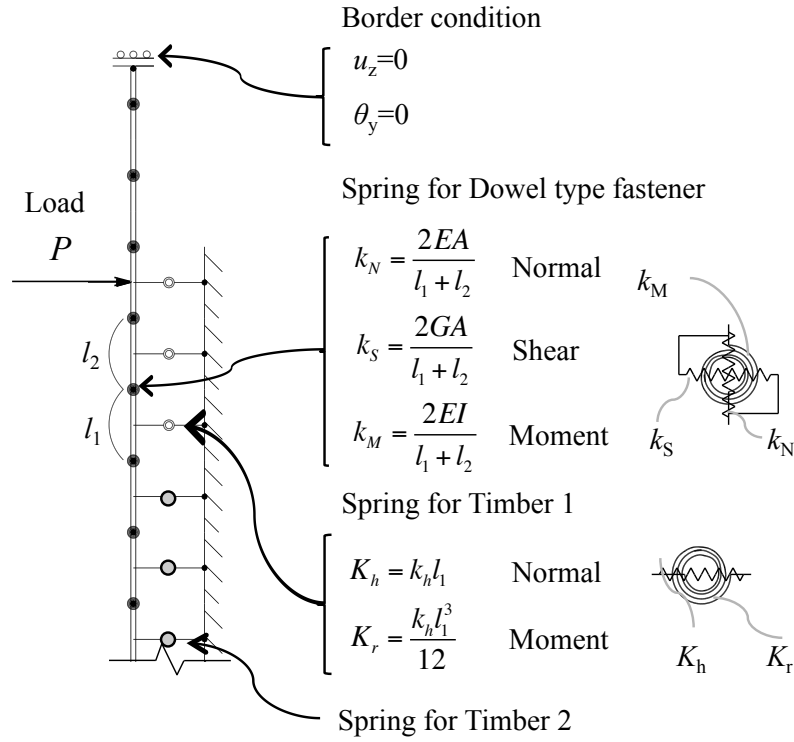
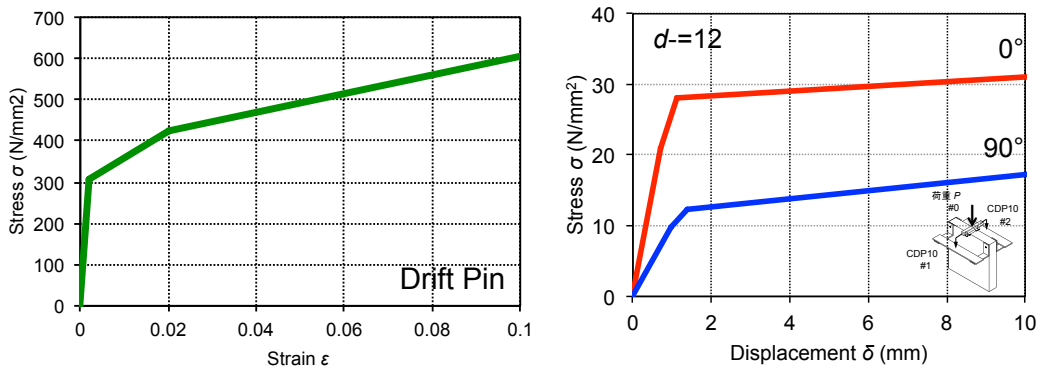


Fig.3.9 The definitions of stiffness of the model

Notes: k_N : Normal spring for the steel beam axial deformation., k_S : Shear spring for the steel beam shear deformation., k_M : Rotational spring for the steel beam bending., K_h : Normal spring for the embedment of the timber., K_r : Rotational spring for the embedment of the timber., l_1 : length of the element 1., l_2 : length of the element 2.



(a)left: Stress (σ)-strain (ε) relationship of the drift pin obtained from the three point bending test.
(b)right: Stress (σ) - deformation (δ) relationships of the laminae obtained from the embedment tests.

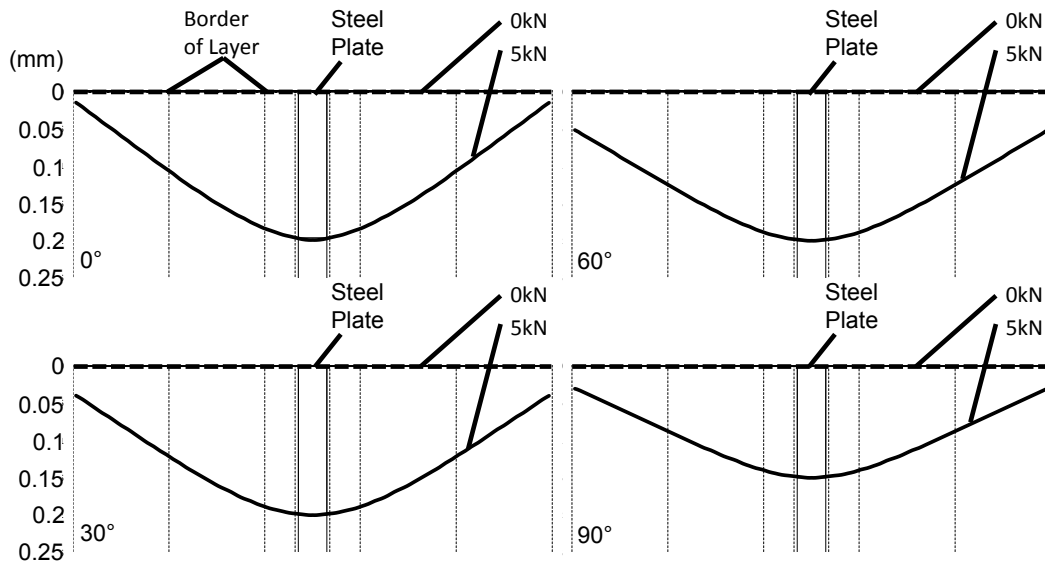
Fig.3.10 Tri-linear model of the springs.

3.2.1.7 解析結果

解析結果としてFig.3.11には、ドリフトピンの(a)弾性変形の様子と(b)塑性変形の様子を、Fig.3.12には、ドリフトピンの回転中心に着目した変形の様子を示した。Fig.3.13には、推

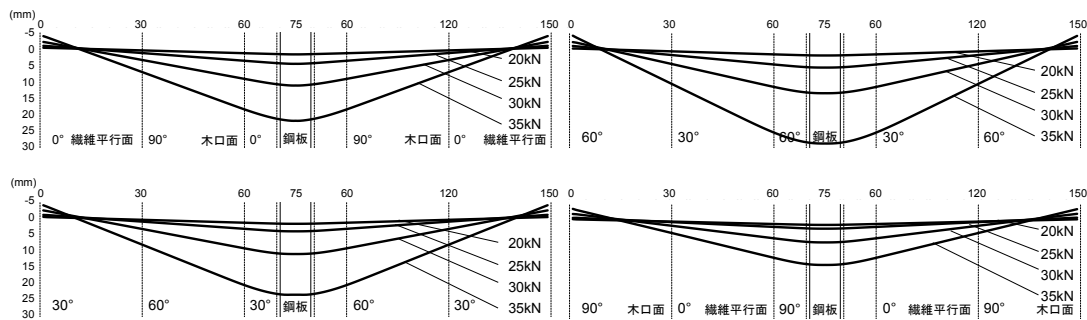
定した荷重変形関係を，Fig.3.14には荷重変形関係から得られた特性値を示した。ここで初期剛性は，微小変位時の曲線の傾きとした。降伏荷重は5%オフセット法により求めた。

Fig.3.11より弾性変形時は，梁に曲げ変形が見られるが，すべて加力方向と同一方向の変位していることが分かる。一方，塑性化が始まると，ドリフトピンの一部は，加力と反対の方向へ変位している。



(a) Elastic deformation

Notes: Dash line indicated the deformation of the drift pin under 0kN, Rigid line indicates the deformation of the drift pin under 5kN.



(b) Plastic deformation

Fig.3.11 Deformation change of the drift pin during monotonic loading.

Legends: 0°: $\theta=0^\circ$, 30°: $\theta=30^\circ$, 60°: $\theta=60^\circ$, 90°: $\theta=90^\circ$

Notes: *The halves of the specimens were analysed and reflected on the other side. Deformations drawn every 5kN from 0 kN to 35kN. **Vertical axis: vertical deformation, Lateral axis: distance from the left edge. The scale of the axis is different between (a) and (b).

Fig.3.12をみると，塑性化が進むにつれ，ドリフトピンの変位が0となる点が徐々にドリフトピンの中央に移動していることがわかる。加力点に近い層から木部の塑性化がすすむ

ため、ドリフトピンの変位が0となる点は、加力点の変位増大とともに、徐々に加力点側へと遷移していったと考えられる。

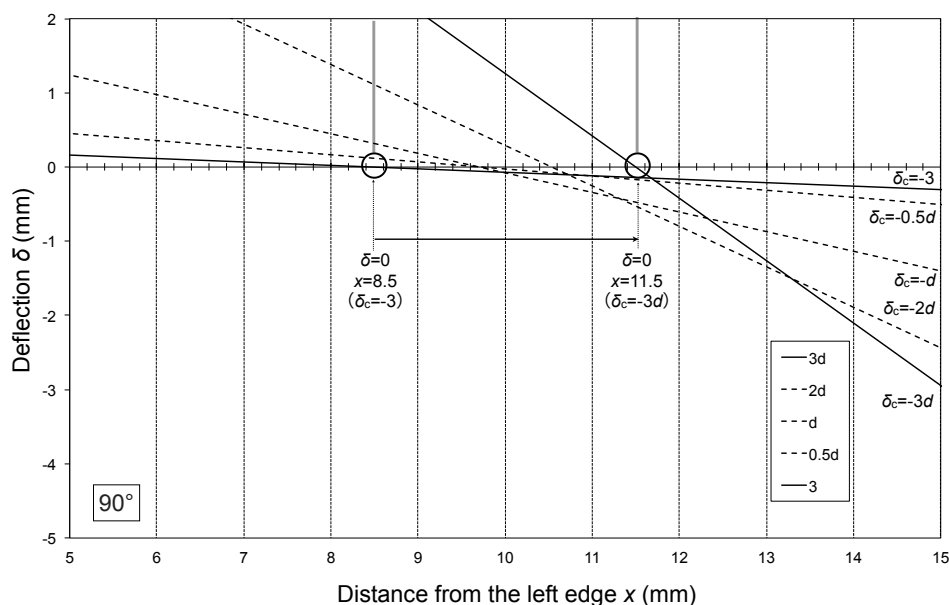


Fig.3.12 Example of movement of the rotational center of the drift pin ($\theta=90^\circ$).

Notes: distance from the left edge $x = 5-15$ mm was close upped. Deformations drawn on vertical deformation at the center of the drift pin ($\delta_c = 3, 0.5d, d, 2d, 3d$ ($d=16$ mm, diameter of the drift pin).

$\delta=3$ and $3d$ were expressed by rigid line, the others were drawn by dot line. \circ : The point at $y=0$ when $\delta_c=3$ and $3d$. The three mili meter movement of the \circ was observed during the loading.

Fig.3.13に集成材とCLTの荷重変位関係を、Fig.3.14にそれぞれの荷重変位関係から得られた剛性と荷重の特性値を示した。なおここで、集成材とはすべての木部のばねを繊維平行方向のばねとして、解析したものである。

集成材では、 0° 、 45° 、 90° と荷重 (P) に対する繊維角度 (θ) が変化するに伴い、荷重変位曲線は大きく変化している。初期剛性 (k) および降伏荷重 (P_y) は繊維角度 (θ) の増加に従い小さくなる。

一方CLTでは繊維角度が変化しても、荷重変位曲線にそれほど大きな変化は見られない。初期剛性 (k) および降伏荷重 (P_y) は、繊維角度 (θ) が 90° の時に最も大きく、 50° 付近で最も小さくなる。

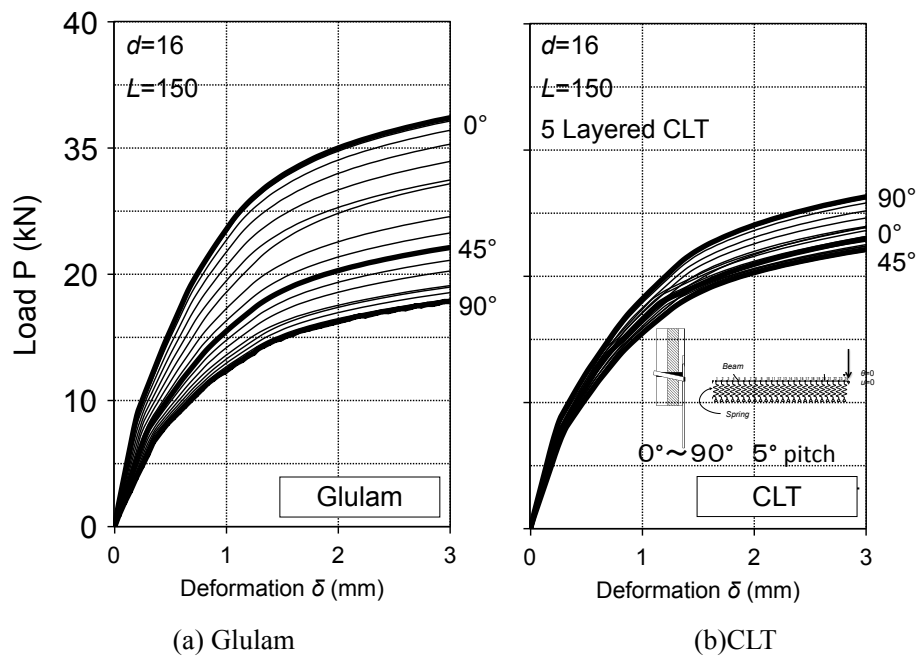


Fig.3.13 Comparison of load-deformation (P - δ) curves between Glulam and CLT.

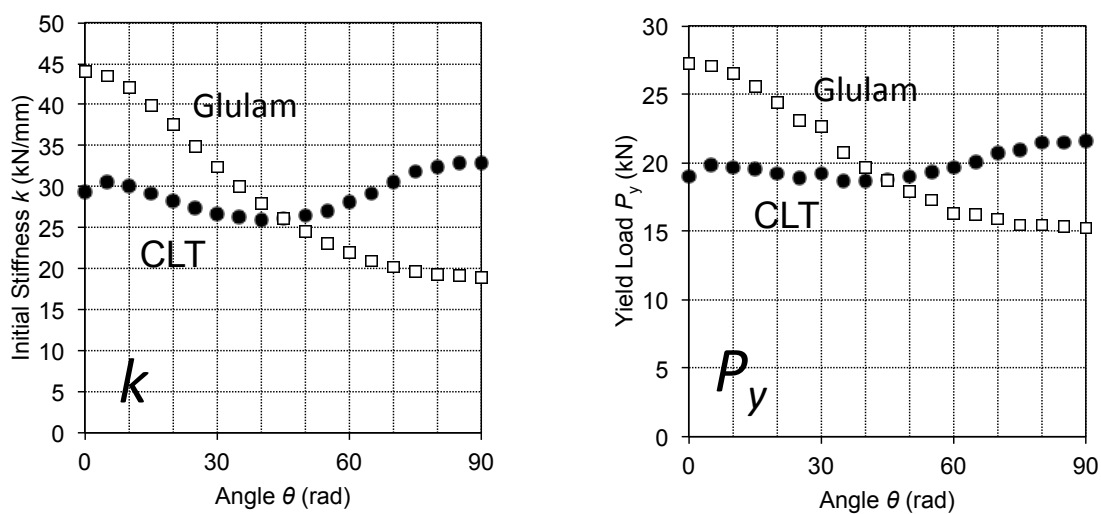


Fig.3.14 Comparison of Initial stiffness (k) and yield load (P_y) between Glulam and CLT.

3.2.2 ヨーロッパ型降伏理論による降伏荷重の評価

一面せん断力を受けるCLTダボ型接合部の降伏荷重 (P_y) にはUibelらにより、推定式³⁹⁾が提案されている。

ここでは、二面せん断力を受けるダボ型接合部について、EYTによる降伏荷重の推定式を誘導した。以下に導出過程を示す。

Fig.3.7に示すような6種類の降伏モードを仮定し、それぞれのモードについて力の釣合いから降伏荷重を求めた。対称性より力の釣合いは鋼板を中心軸とした片側半分で成立する。鋼板およびスリットの厚さは無視することとする。各モードは以下の状態を表す。

Mode1：ドリフトピンに塑性ヒンジが生じず、平行移動するドリフトピンにより木材にめり込み降伏が生じた状態。

Mode2：ドリフトピン中央に塑性ヒンジが生じ、回転変形するドリフトピンにより木材にめり込み降伏が生じた状態。

Mode3：ドリフトピン中央および材内に塑性ヒンジが生じ、塑性ヒンジ間にのみ木材にめり込み降伏が生じた状態。

なお、Mode2および3については、それぞれドリフトピンの回転の中心および塑性ヒンジの位置により場合分けを行う。各モードにおけるドリフトピン上の力の釣合いは次式で表される。

Mode1

$$0 = \frac{P_y}{2} - f_1 t_1 d - f_2 t_2 d - f_3 t_3 d \quad (36)$$

Mode2.1

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} + f_1 t_1 d + f_2 (t_2 - x) d - f_2 x s - f_3 t_3 d \\ 0 = M_y + f_1 t_1 d \left(\frac{t_1}{2} + t_2 + t_3 \right) + f_2 (t_2 - x) d \left(\frac{t_2}{2} + \frac{x}{2} + t_3 \right) - f_3 \frac{t_3^2}{2} d \end{cases} \quad (37)$$

Mode2.2

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} + f_1 (t_1 - x) d - f_1 x d - f_2 t_2 d - f_3 t_3 d \\ 0 = M_y + f_1 (t_1 - x) d \left(\frac{t_1}{2} + \frac{x}{2} + t_2 + t_3 \right) + f_1 x d \left(\frac{x}{2} + t_2 + t_3 \right) - f_2 t_2 d \left(\frac{t_2}{2} + t_3 \right) - f_3 \frac{t_3^2}{2} d \end{cases} \quad (38)$$

Mode3.1

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} - f_3 x d \\ 0 = 2M_y - f_3 \frac{x^2}{2} d \end{cases} \quad (39)$$

Mode3.2

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} - f_2 x d - f_3 t_3 d \\ 0 = 2M_y - f_2 x d \left(\frac{x}{2} + t_3 \right) - f_3 \frac{t_3^2}{2} d \end{cases} \quad (40)$$

Mode3.3

$$\begin{cases} 0 = \frac{p_y}{2} - f_1 x d - f_2 t_2 d - f_3 t_3 d \\ 0 = 2M_y - f_1 x d \left(\frac{x}{2} + t_2 + t_3 \right) - f_2 t_2 d \left(\frac{t_2}{2} + t_3 \right) - f_3 t_3 d \end{cases} \quad (41)$$

ただし、式(36),(37),(39),(40)には式(41)が、式(38)には式(42)が条件として与えられる。

$$0 < x < t \quad (42)$$

$$0 < x < \frac{t}{2} \quad (43)$$

ここで、今回の試験条件であるCLTの各層の厚さが全て等しく方向が互いに直交であり、加力方向が最外層繊維に平行であるという条件を仮定する。直交層は平行層の1/2の強度とし、以下に示す、層の厚さと強度比の条件式(43)を用いた。それぞれの連立方程式を解くと、降伏荷重 (p_y) は次の式(44),(45)のように誘導される。

$$\begin{cases} t_1 = t_2 = 2t_3 = t = \frac{l}{5} \\ f_1 = 2f_2 = f_3 = F_c \end{cases} \quad (44)$$

$$p_y = CF_c dl \quad (45)$$

C 接合形式係数

接合形式係数 (C) は次式で表される。

$$C = \begin{cases} \frac{4}{5} & \text{Mode1} \\ \sqrt{\frac{58}{25} + \frac{8}{3}\gamma \left(\frac{d}{l} \right)^2} - \frac{6}{5} & \text{Mode2.2} \\ \frac{d}{l} \sqrt{\frac{8}{3}\gamma} & \text{Mode3.1} \\ \sqrt{-\frac{1}{100} + \frac{4}{3}\gamma \left(\frac{d}{l} \right)^2} + \frac{1}{10} & \text{Mode3.2} \\ \sqrt{\frac{4}{25} + \frac{8}{3}\gamma \left(\frac{d}{l} \right)^2} - \frac{1}{5} & \text{Mode3.3} \end{cases} \quad (46)$$

ただし、

- d ドリフトピンの径 (mm)
- l 材幅 (mm)
- F ドリフトピンの曲げ強度 (N/mm²)
- t_1 第一層 (最外層) の厚さ (mm)
- t_2 第二層の厚さ (mm)

- t_3 第三層（中央層）の厚さの半分（mm）
 f_1 第一層の面圧強度（N/mm²）
 f_2 第二層の面圧強度（N/mm²）
 f_3 第三層の面圧強度（N/mm²）
 F_e 主材の基準面圧強度（N/mm²）
 M_y ドリフトピンの曲げ降伏モーメント（全塑性） = $F \cdot d^3/6$ （Nmm）
 γ ドリフトピンと主材の強度比 = F/F_e
 x ドリフトピンの回転の中心や塑性ヒンジの位置（mm）

である（Fig.3.15参照）。

なお、条件式が(42)の場合、式(43)の範囲では、式(36)の力の釣合いが成立しないため、Mode2.1は存在しない。

各層の厚さや方向が異なる場合は式（42）のかわりに任意の条件式を与え、連立方程式を解くことで、CLTを用いた鋼板挿入型ドリフトピン接合の接合形式係数（C）が誘導される。

Fig.3.16に降伏荷重の指標（ p_y/d^2 ）と、細長比（ l/d ）の関係を示す。通常使用されるドリフトピンの範囲では、Mode2～Mode3の範囲となることがわかる。

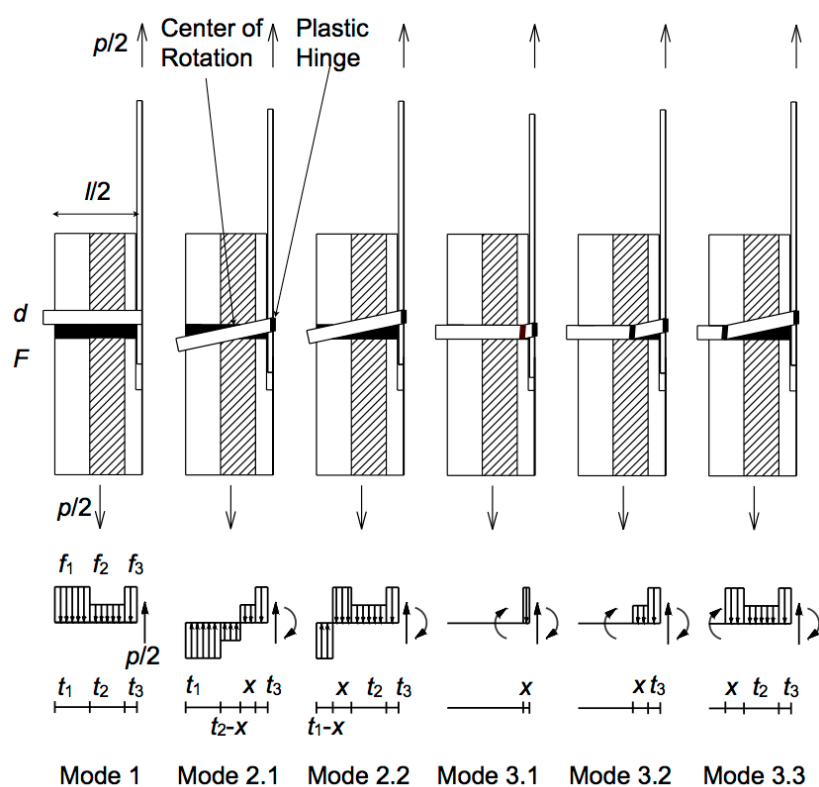


Fig.3.15 Yield modes

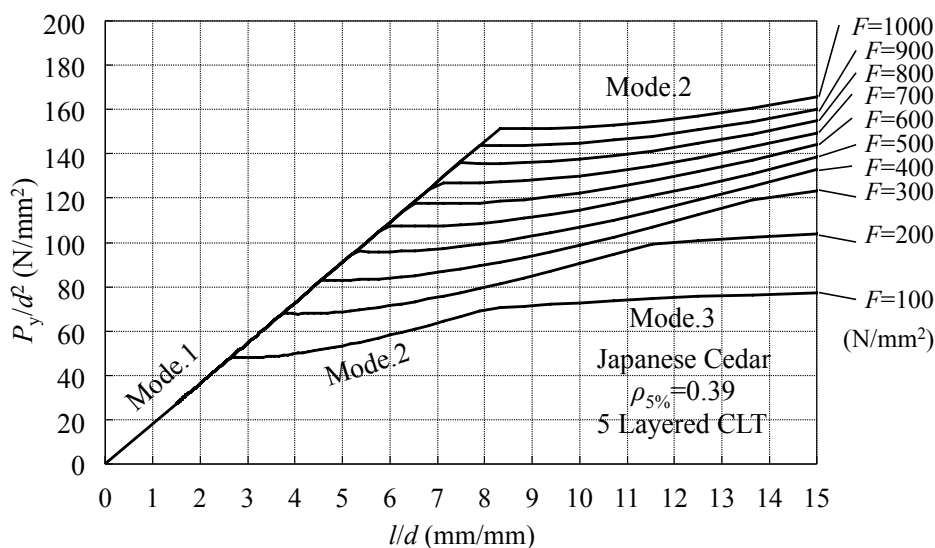


Fig.3.16 Calculation table for CLT drift pin joint

Notes: 5 layered CLT, Japanese cedar.

3.3 実験による検証

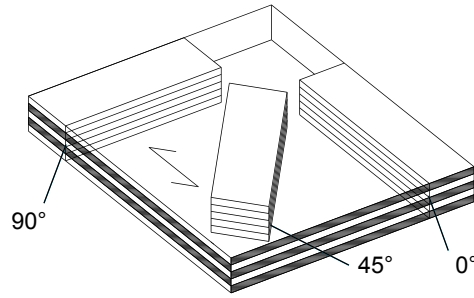
3.3.1 試験体

Fig.3.17からFig.3.18に鋼板挿入ドリフトピン接合部の引張実験の要素と接合の概要を示す。試験体には5層のスギCLT（ラミナ厚さ30mm，幅120mm，L60，平均含水率=16.0%，平均気乾密度 ρ_0 410kg/m³，幅はぎ接着・縦つぎ箇所なし，接着材：水性高分子イソシアネート系接着剤）を用いた。

試験体（長さ700mm）の中央層に幅11mmのスリットを設け，幅200mm，厚さ9mmの鋼板を挿入後，径12mmおよび16mm，長さ170mmのドリフトピンをハンマーで挿入した。木材の先孔はドリフトピンと同径とし，鋼板の先孔には1mmのクリアランスを設けた。

CLTは5層すべてがL60である同一等級構成とした。ドリフトピンの径，端距離・縁距離，曲げ強度および繊維角度をパラメータとした試験体をそれぞれ4体～6体ずつ準備して実験を行った。

ドリフトピンの径は，12mmおよび16mmの2種類を用い，交互に接着された層による割裂破壊の抑止効果ならびに最大荷重の違いを調べるため，Fig.3.19，Table.3.5のように径の3倍から7倍の範囲で7種の端距離・縁距離の組み合わせを設定した。ヨーロッパ型降伏理論による計算値と比較を行うため， $d=16\text{mm}$ の試験体についてはドリフトピンの降伏点が308N/mm²と684N/mm²の異なる2種類のドリフトピンを用いた。繊維角度は0°，45°，90°の3条件について実験を行った。なお，この繊維角度をパラメータとしたパラメータについてのみ異なるCLT（幅はぎ接着あり）を用いた。この実験結果とそれ以外の実験結果は分けて示した。



(b) Grain angle (θ)

Legends: $\theta=0, 45, 90$ ($^{\circ}$)

Fig.3.19 Tensile test parameters

Notes: Appropriate combinations of the parameters were chosen to compare each parameter as Table.3.5.

Table.3.5 Tensile test parameters

Specimen name	Diameter of fastener d (mm)	End distance e_2 (mm)	Edge distance e_1 (mm)
d12_7d_7d	12	$7d$	$7d$
d12_7d_4d			$4d$
d12_4d_4d		$4d$	$4d$
d12_4d_3d			$3d$
d12_3d_7d		$3d$	$7d$
d12_3d_4d			$4d$
d16_7d_7d	16	$7d$	$7d$
d16_7d_4d			$4d$
d16_4d_4d		$4d$	$4d$
d16_4d_3d			$3d$
d16_3d_7d		$3d$	$7d$
d16_3d_4d			$4d$
d16_3d_3d			$3d$
d16Y_7d_7d*		$7d$	$7d$
d16Y_7d_4d*			$4d$

3.3.2 実験の方法

载荷は引張方向のみとし、各条件1体目を単調载荷、2体目以降を1体目の降伏変位 δ_y を基準とした $1/2\delta_y$ から $16\delta_y$ までの片側1回繰返し载荷⁴⁰⁾とした。繰返し後も耐力が残存している場合は、試験体が破壊するまで単調载荷を行った。引張荷重と木材に対する鋼板の相対変位をロードセルと試験体4隅に設置した変位計を用いて測定した。

実験で得られた荷重 (P) -変形 (δ) 関係より、曲線の最初の急激な立ち上がりを初期剛性 (k) とし、最大荷重 (P_{\max}) の10%および40%の曲線上の点を結んだ直線により定義した。

剛性の傾きが変化し始める点を比例限度荷重 (P_{limit})、その後剛性がおおよそ安定し始める点を降伏荷重 (P_y) とし、それぞれ目視、および初期剛性をドリフトピンの径の5%の分量だけ移動させた直線と荷重-変形曲線の交点 (5%オフセット値³¹⁾による降伏荷重) により定義した。Fig.3.20に諸特性値の評価法を示す。

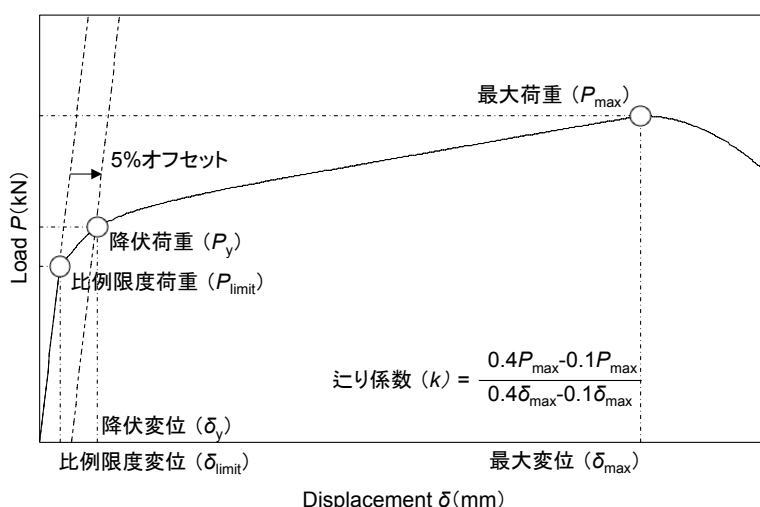


Fig.3.20 Definitions of the characteristic values of the tensile test.

Legends: k : Initial stiffness., P_{\max} : Maximum load., δ_{\max} : Deformation at maximum load., P_{limit} : Proportional limit load., P_y : Yield load obtained by the 5% offset method⁵⁰⁾., δ_{limit} : Deformation at proportional limit load., δ_y : Deformation at yield load.

Notes: These values were defined based on envelope curves of test results.

3.3.3 結果と考察

3.3.3.1 接合部引張実験の荷重変位関係1

Fig.3.21に端距離、縁距離、接合具径、接合具強度をパラメータとしたときの荷重 (P) -変位 (δ) 関係を示す。繰り返し载荷を行った試験体については包絡線を示した。今回の実験では、いずれの試験体でも変位が2mm～3mmで降伏を示し、その後緩やかに一定の割合で荷重の上昇を示した。最大荷重 (P_{\max}) を迎えた後、最大荷重の半分程度まで荷重が低下するものが多く、中には低下の勾配が緩やかなものも見られた。これは接合部のある層に破壊が生じ、荷重が下り勾配になった後も、別な層がドリフトピンを保持しているためであると考えられ、CLTを用いた接合の特徴といえる。なお、ドリフトピンと鋼板の間に1mmのクリアランスがあるが、試験体を寝かせ、両端ピン支持とした上で水平方向に载荷をしたため、初期あそびは、試験体を据え付けた時点で除去されている。

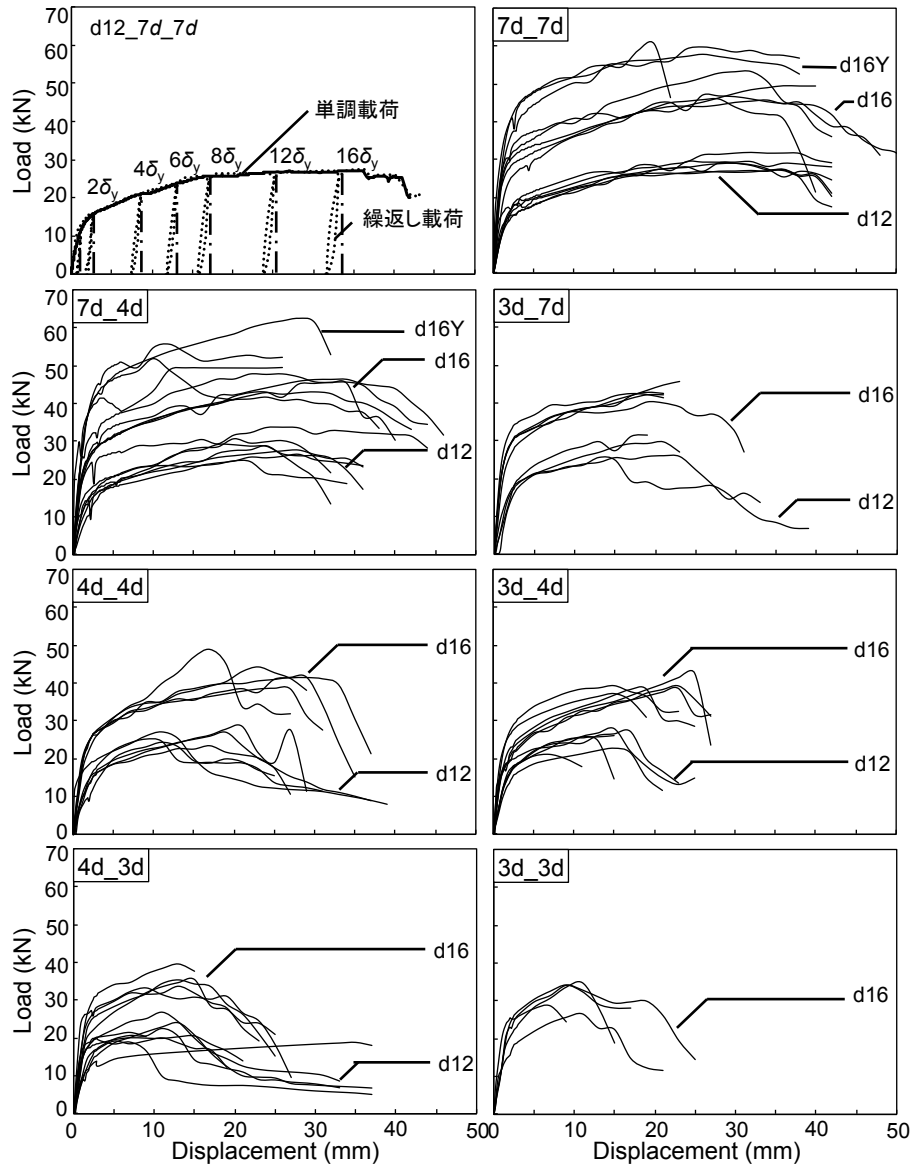


Fig.3.21 Load-deformation (P - δ) envelope curves of tensile tests.

Legends: Rigid line: envelope curves of test results. dotted line: The example actual test result.

3.3.3.2 初期剛性と比例限度荷重

Fig.3.22からFig.3.25に各条件の諸特性値を示す。初期剛性 (k) に最も影響を与えたパラメータはドリフトピンの径 (d) であった。これは、木材が面圧を受ける面積が径 (d) に比例し、ドリフトピンの断面二次モーメントが径の4乗 (d^4) に比例するためである。縁距離 (e_2) および端距離 (e_1) については、若干の正の関係が見られた。これは、いわゆる弾性床深さの影響によるものと考えられる。他の条件に比べ、初期剛性は同条件内でのばらつきが最も大きかった。

比例限度荷重 (P_{limit}) はドリフトピンの径および曲げ強度によって違いが見られた。同径同強度内で端距離 (e_1) および縁距離 (e_2) の影響はわずかながらみられたが、径が 12mm の場合は、その差は非常に小さいものとなった。

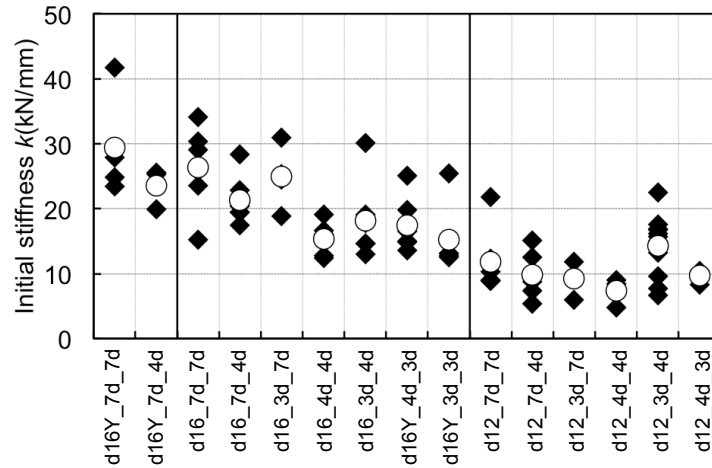


Fig.3.22 Initial stiffness (k)

Legends: (♦): Result values of each parameter. (○): Average values of each parameter.

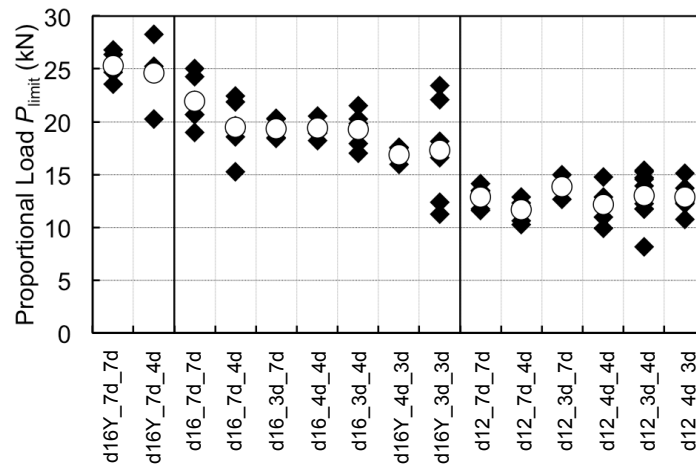


Fig.3.23 Proportional limit load (P_{limit})

Legends: (♦): Result values of each parameter. (○): Average values of each parameter.

3.3.3.3 降伏荷重と最大荷重

降伏荷重 (P_y) は、比例限度荷重 (P_{limit}) と同様、ドリフトピンの径および曲げ強度によって違いが見られた。最大荷重 (P_{max}) は、それらに加え、同径同強度内で端距離 (e_1) および縁距離 (e_2) の影響が見られた。

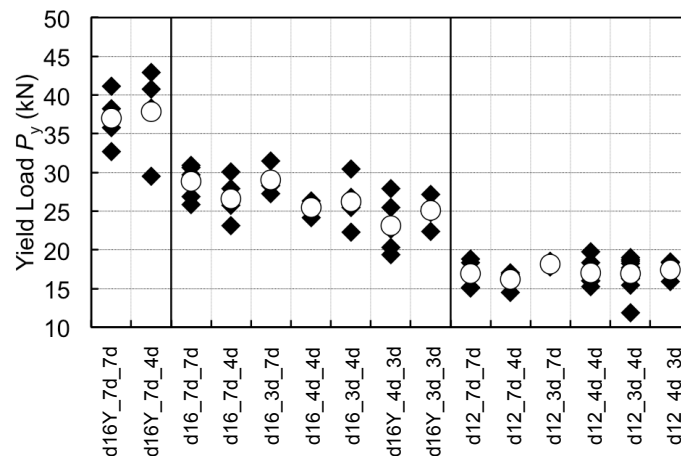


Fig.3.24 Yield load (P_y)

Legends: (◆): Result values of each parameter. (◇): Average values of each parameter.

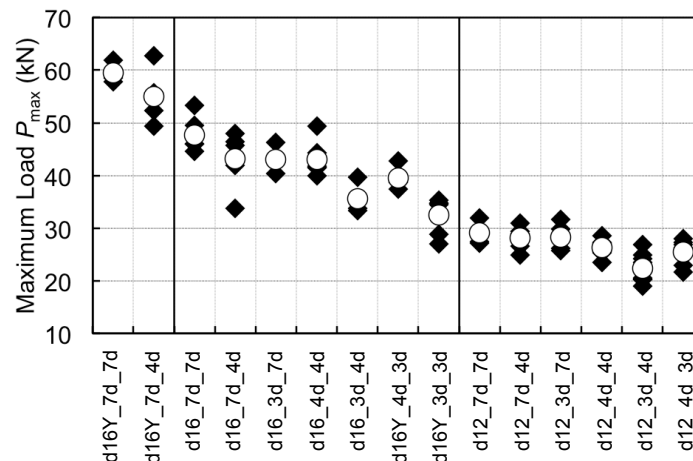


Fig.3.25 Maximum load (P_{max})

Legends: (◆): Result values of each parameter. (◇): Average values of each parameter.

3.3.3.4 降伏荷重の実測値と推定値の比較

Fig.3.26に降伏荷重 (P_y) の実測値とEYTによる推定値を比較を示す。CLTの場合のEYTとして2つの計算法を用いた。一つは先に誘導した式(35)～式(45)から得られた値、もう一つは現行のEYT⁴²⁾に式(4)で求めた平均面圧強度 (σ_{CLT}) を代入して得られた値である。後者の方法は、理論的背景は薄弱であるが、簡易に求められる方法として導入を試みた。実測値には、実験で得られた荷重変位関係の包絡線の平均曲線とその5%上限曲線、5%下限曲線を示した。

EYTによる推定値は、現行EYTの方がやや大きい値を示した。実測値の5%下限値と推定値を比較すると、式(35)～式(45)で誘導した値が実測値に近い値を示した。現行EYTによる推定は実務上扱いやすいが、推定値は危険側となりうるため、状況に応じた使い分けが必要である。

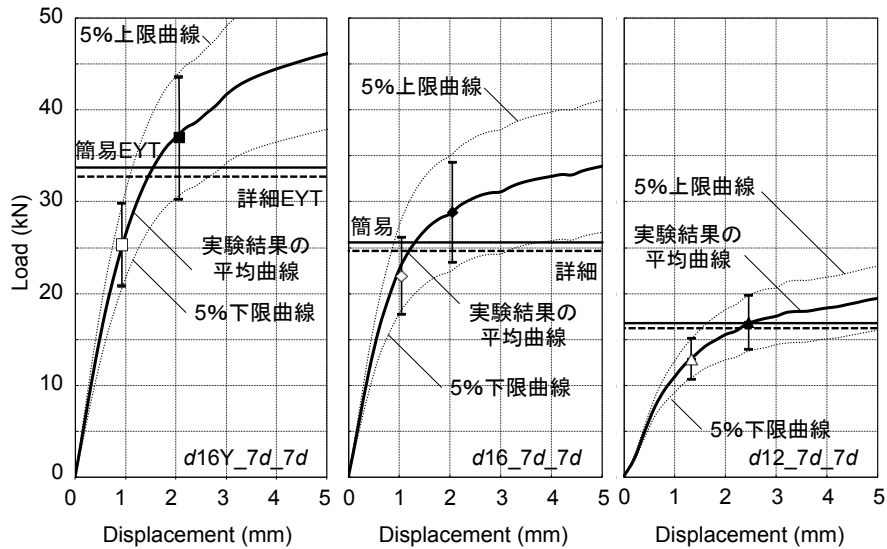


Fig.3.26 Comparison of yield load (P_y) between test results and estimated values by EYT (Eq.(45) and Eq.(56))

Legends: $\square, \diamond, \triangle$: Proportional limit load (P_{limit}), $\blacksquare, \blacklozenge, \blacktriangle$: Yield load (P_y),

Rigid line: Yield load obtained from conventional EYT and Eq.(4).,

Dashed line: Yield load obtained from EYT Eq.(45) and Eq.(46)

Notes: error bar indicates the 5 percentile upper and lower limit values.

Rigid curves: mean curves. Dotted curves: 5 percentile upper and lower curves.

3.3.3.5 破壊の分類と指標

実験で観察された主な破壊の性状をFig.3.27に示す。ここでは、スリットからの割裂破壊 (A), 中央層のみのせん断端抜け破壊 (B), 直交層の横引張破壊, 接着面のせん断破壊と接着面に沿った引張破壊の進展 (C1), 直交層の横引張破壊と接着面のせん断破壊およびそれに伴う層全体の端抜け破壊 (C2) の4種に分類した。各パラメータにおけるそれぞれの破壊が出現した割合をFig.3.28に示す。

Aの破壊は、端距離 (e_1) ・縁距離 (e_2) が7d,7dの条件のものにのみ見られた。鋼板とCLTの相対変位が40mm前後となった時点で、スリットが開く方向への変位が生じはじめ、スリットの根元から小さなひび割れが見られた。ある時点で急速に割裂が生じると共に、荷重が1割程度まで低下した。

このスリットが開く方向へ力を与えるものとして、曲がったドリフトピンによる分力が考えられる。ドリフトピンが鋼板の接する点で、塑性ヒンジの曲げたわみ角が増大するにつれて、ドリフトピンの塑性ヒンジが全塑性モーメントに達するまでの抵抗モーメントの上昇やひずみ硬化等の影響により、ドリフトピンは材にめり込みながら、ドリフトピンの回転の中心は徐々に外側に移動する。ドリフトピンが十分に長ければ、引張加力方向への荷重は低下を示さないまま、徐々にスリットが開く方向への分力が増大する。その分力が

ある荷重に達した時点で、応力集中が生じるスリット根元付近において、木材が横引張強度に達し、スリットからの割裂破壊が生じたと考えられる。集成材や製材等ではこの破壊が生じるより先に、せん断や割裂が発生するため、これまであまり問題とされてこなかった破壊性状であると考えられる。

Bの破壊は7d,7d以外の多くの条件で見られた。破壊後、若干の剛性低下は見られたが、荷重の低下は見られなかった。

Cの破壊は円孔を起点とする直交層の横引張破壊が生じた後、内部側の直交層と平行層の境界において接着面のせん断破壊が生じたものと考えられる。その後、部材を押し拡げる破壊へと進展したものがC1、外部側の直交層と平行層の境界におけるせん断破壊が生じ、直交層の全体端抜けへと進展したものがC2である。

すべての試験体はAかCのいずれかの破壊を示した。3d,7dではC2のみで破壊するものも見られたが、それ以外ではB+C2の破壊性状が主であった。

集成材や製材と比較して、円孔を起点とする割裂破壊およびピン上のせん断端抜け破壊が接合部の終局を決定する破壊とならなかった。つまり端距離・縁距離が小さい場合にも、脆性的な破壊を生じにくいという特徴が見られた。

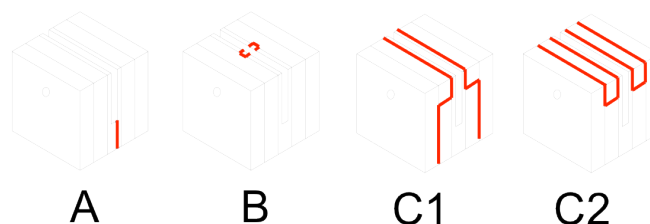


Fig.3.27 Grouping of the failure mode around the connection.

Notes: Rigid line indicates the split failure. Legend: A:The split from the slit. B:The block shear on the central layer., C1:The de-lamination around the glued layer., C2: The separation of the middle area caused of The de-lamination around the glued layer and lateral tensile failure.

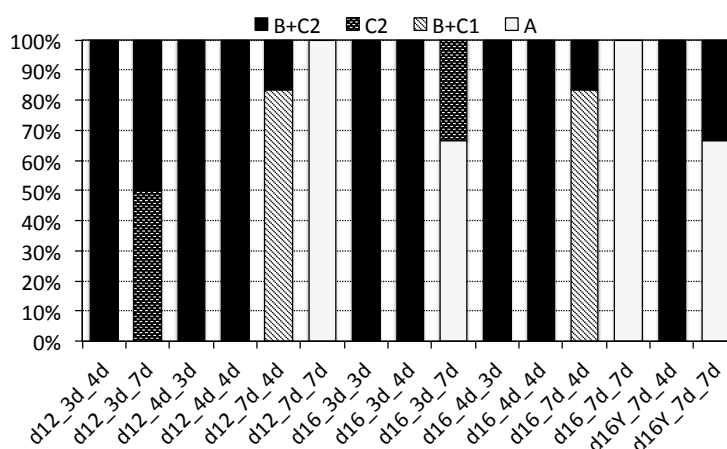


Fig.3.28 Frequency of appearance of the failure mode of Fig.3.27

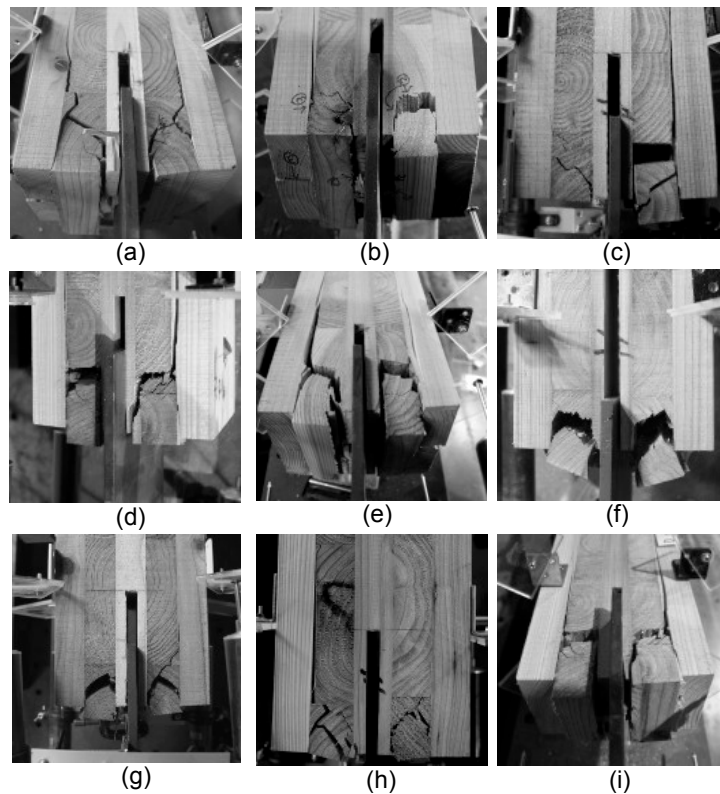


Fig.3.29 Examples of C2

破壊性状による終局荷重と各パラメータの関係調べるため、(a)最大荷重 (P_{\max})、(b)最大変位 (δ_{\max})、(c)最大荷重 (P_{\max}) × 最大変位 (δ_{\max})、および(d)塑性率 (μ) を接合部の引張耐力を示す指標とし、以下にそれぞれの比較を行った。それぞれの指標を縦軸とし、縁距離 (e_2) と端距離 (e_1) を乗じ、円孔付近での応力集中を考慮し、その対数をとった値を横軸と定めた (Fig.3.30～Fig.3.33)。

(a)最大変位 (δ_{\max}) と $\log (e_1 e_2)$ はそれぞれの径において、ほぼ線形の関係にあった (Fig.3.30)。(b)最大荷重 (P_{\max}) と $\log (e_1 e_2)$ には明確な線形性は見られなかった (Fig.3.31)。(c)最大荷重 (P_{\max}) に最大変位 (δ_{\max}) を乗じた値と $\log (e_1 e_2)$ の間には径によらず線形の関係が見られた (Fig.3.32)。この指標は、ドリフトピンの径によらない統一的な評価を行える指標となりうると考えられる。(d)最大変位 (δ_{\max}) を降伏変位 (δ_y) で除したものを塑性率 (μ) と定めると、塑性率 (μ) と $\log (e_1 e_2)$ の間にも同様にそれぞれの径において、線形の関係が見られた (Fig.3.33)。上記(a),(c)の指標と比較するとややばらつきが大きい、降伏変位に対する相対的な指標であるため、設計における取扱いはいやいやとされる。

CLTを用いたドリフトピン接合では、終局がせん断や割裂による局所的な破壊とならず、直交層全体の端抜け破壊となった。これは、直交接着積層による効果による一つの利

点といえる。また、Fig.3.27に示した(c)の指標では、径の違い、破壊性状の違いによらず破壊挙動が統一的に扱える可能性を示唆している。

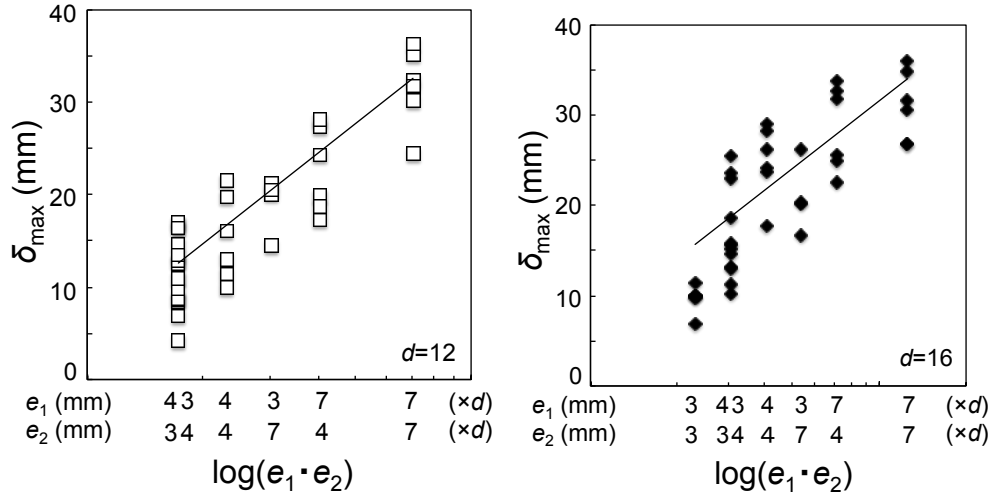


Fig.3.30 δ_{\max} - $\log(e_1 e_2)$ Relationships (◆ : d16, □ : d12)

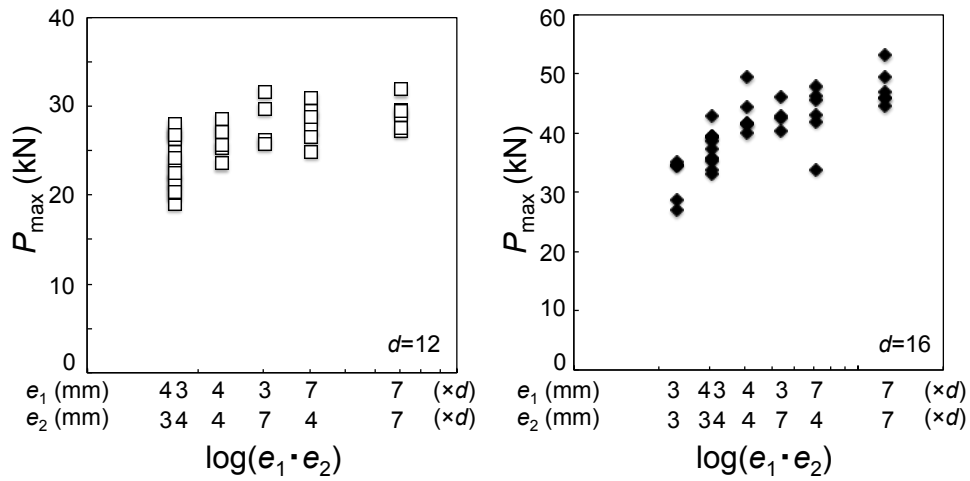


Fig.3.31 P_{\max} - $\log(e_1 e_2)$ Relationships (◆ : d16, □ : d12)

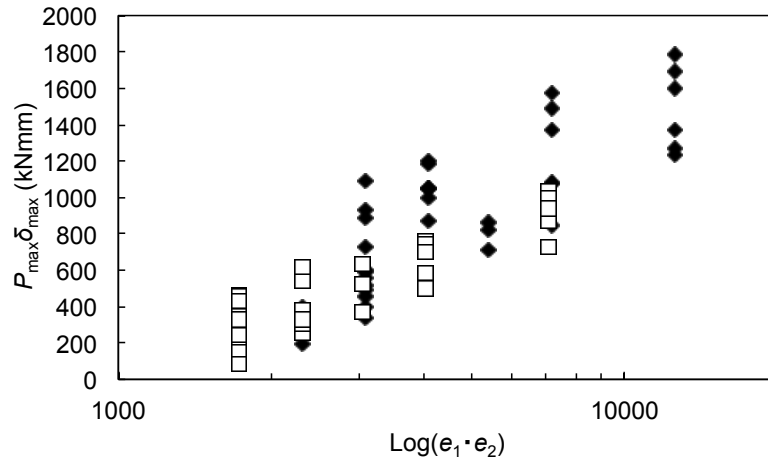


Fig.3.32 $P_{\max} \delta_{\max} - \log(e_1 e_2)$ Relationships (◆ : d16, □ : d12)

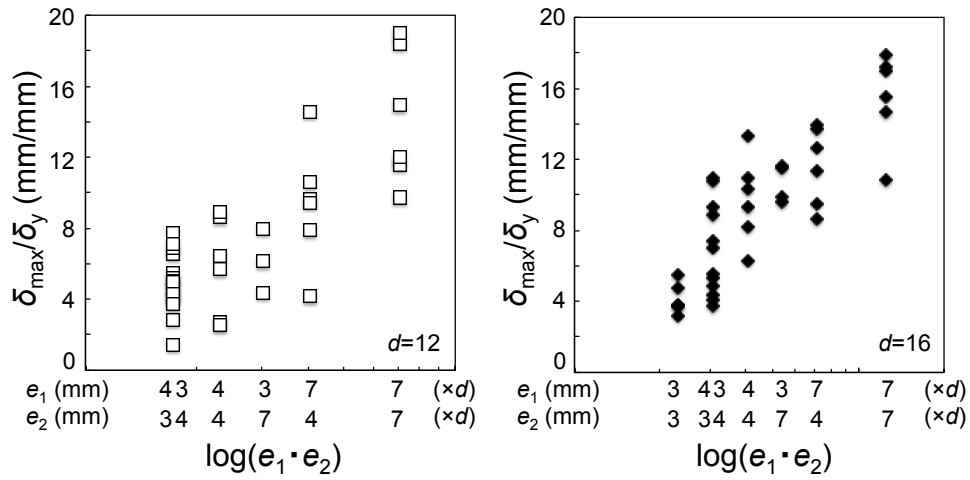
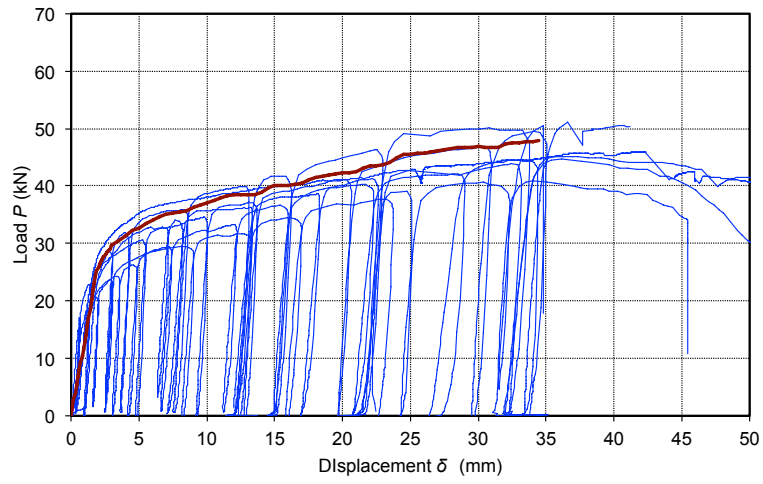


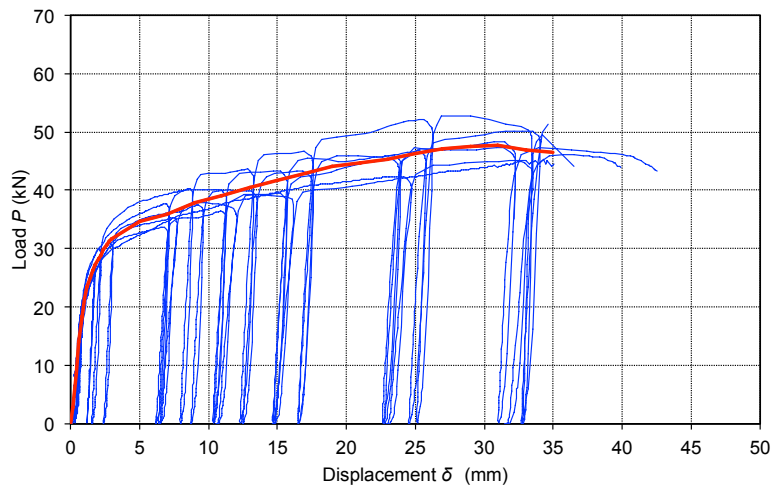
Fig.3.33 $\delta_{\max} / \delta_y - \log(e_1 e_2)$ Relationships (◆ : d16, □ : d12)

3.3.3.6 接合部引張実験の荷重変位関係、繊維角度 (θ) の影響

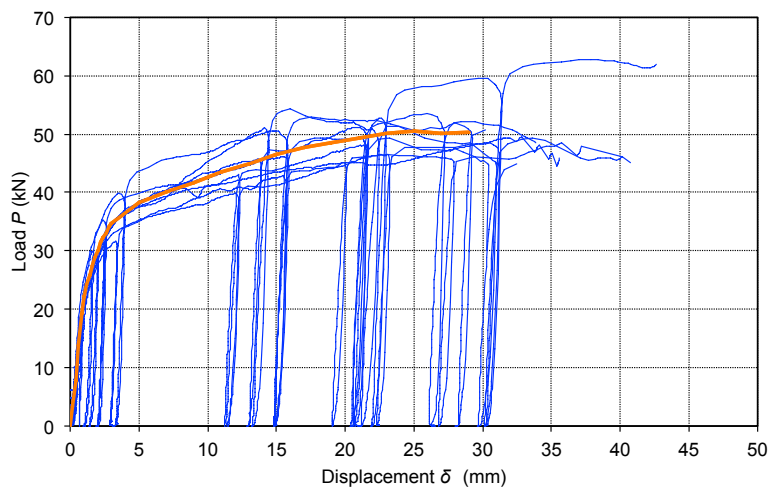
Fig.3.34に最外層の繊維角度をパラメータとしたときの荷重変位関係を示す。曲線の形状は、パラメータによる大きな違いはない。最大変位は、ほぼすべての試験体で降伏変位 δ_y の16倍以上にわたった。



(a) $\theta=0^\circ$



(b) $\theta=45^\circ$



(c) $\theta=90^\circ$

Fig.3.34 Load-deformation (P - δ) relationships ($e_1, e_2=7d, 7d$) ($\theta=0, 45, 90^\circ$)

Legends: Thick rigid line (Blue): Test results., Thin rigid line (red): mean curves.

3.3.3.7 実験結果と解析結果の比較

Fig.3.35に推定値と実測値のドリフトピンの変形の比較を示す。推定値は解析の梁要素の重心を結んだ線分（中央変位 $\delta=40\text{mm}$ 時），実測値は，実験後の試験体をドリフトピン位置で切断した断面である。水平方向の溝がドリフトピンの初期位置，山型の溝が実験終了後の位置である。推定の精度は比較的良好い。

Fig.3.36に，推定値と実測値の荷重変位関係の比較を示す。実測値は，最外層の繊維角度（ θ ）をパラメータとしたときの荷重変位関係の包絡線の平均曲線である。この図を見ると，推定値，実測値ともに $\theta=90^\circ$ のときにもっとも高い性能をしめしていることがわかる。つまり，厚さ150mmの5層CLTと径16mmのドリフトピンを用いた場合は，最外層と中央層に平行層がある場合（ $\theta=0^\circ$ ）よりも，中間層に平行層がある場合（ $\theta=90^\circ$ ）の方が，全体幅に対する平行層の割合が小さいに関わらず，変形が生じにくくなることがわかった。つまり，繊維方向が，荷重方向に対して平行な層の割合のみならず，その位置が接合部の構造性能を決定する重要な因子となる。このことは，このドリフトピン接合のみならず，接合具の曲げ降伏を伴うダボ型接合について，共通することと考えられる。

Fig.3.30およびFig.3.31に推定値と実測値の初期剛性（ k ）および降伏荷重（ P_y ）の比較を示す。初期剛性（ k ）および降伏荷重（ P_y ）は 90° で大きく， 45° 付近で最も小さい値を示した。また，実測値のばらつきと比べ，繊維角度（ θ ）による k および P_y の値の差は小さい。このことから，CLTにおける鋼板挿入二面せん断接合では，繊維角度依存性を無視した構造性能評価が可能である可能性が示唆された。

以上のように，ばね要素の特性値，境界条件等を変更することによって，任意の層構成のCLT曲げ降伏型接合に関する変形挙動と荷重変位関係の予測の可能性が示唆された。

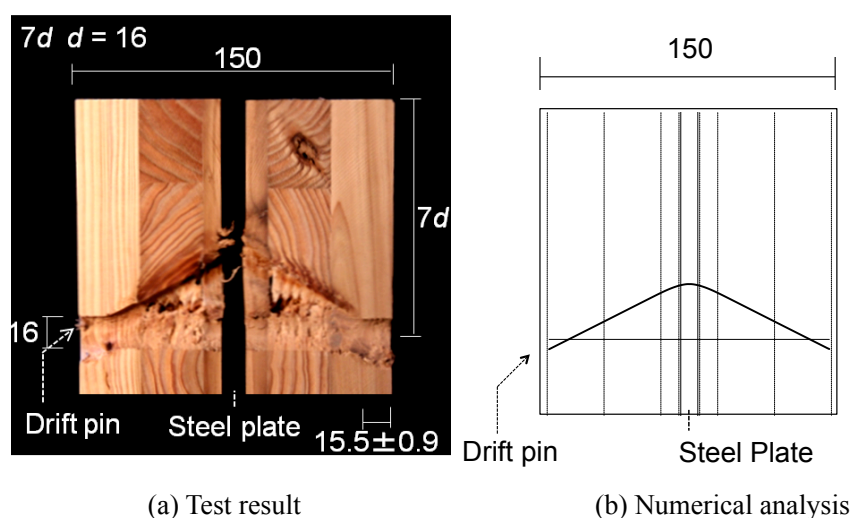
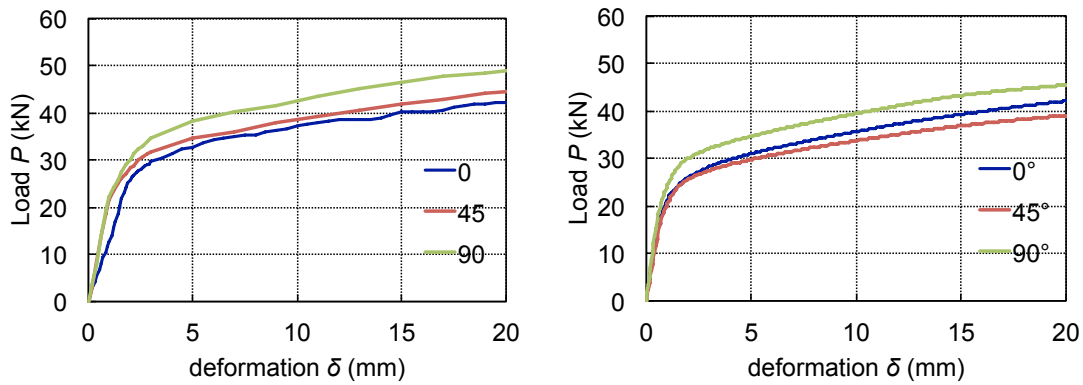


Fig.3.35 Example of the deformation of the drift pin after the test

Notes: $e_1=e_2=7d$ mm, $F=309\text{N/mm}^2$, $d=16\text{mm}$, $\theta=0^\circ$.



(a) Mean envelope curves of the test results (b) Numerical analysis

Fig.3.36 Example of the Load deformation (P - δ) curves.

Legend: (0° , blue, dark): $\theta=0^\circ$, (45° , red, gray): $\theta=45^\circ$, (90° , light green, light): $\theta=90^\circ$,

Notes: $e_1=e_2=7d$ mm, $F=309\text{N/mm}^2$, $d=16\text{mm}$.

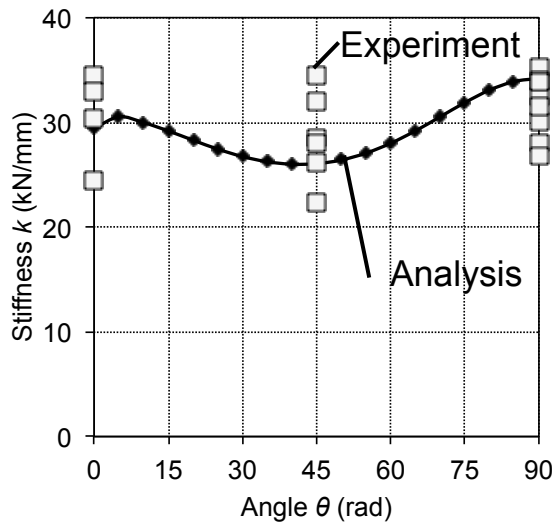


Fig.3.37 Initial stiffness (k)

□: Test results, ◆: Numerical analysis.

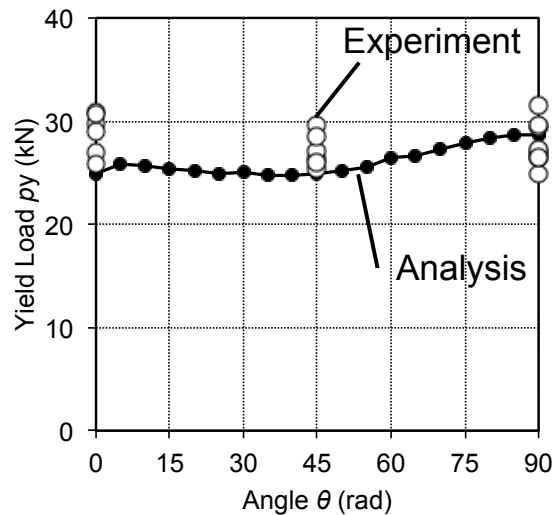


Fig.3.38 Yield load.

○: Test results, ◆: Numerical analysis.

3.4 まとめ

CLTを用いた鋼板挿入ドリフトピン接合部の引張実験を行うことにより、以下の知見を得た。

1. 平行層と直交層が相互に拘束を行い、ドリフトピンの位置からの割裂の進展を抑制する。
2. 縁距離 (e_2) および端距離 (e) が比例限度荷重 (P_{limit}) , 降伏荷重 (P_y) に与える影響は小さい。
3. 降伏荷重 (P_y) の計算には2通りのEYTを用いたが、CLTのために新たに導かれたEYTによる推定が実測値の下限値と比較的良好一致した。現行EYTに平均面圧強度 (σ_{CLT})

よる方法ではやや危険側となるため、それぞれの特徴を生かした運用が求められることがわかった。

4. 最大荷重に関する指標として、最大変位 (δ_{\max}) と最大荷重 (P_{\max}) \times 最大変位 (δ_{\max}) に着目し、それらと縁距離 (e_2) に端距離 (e_1) を乗じた値の対数との間に、線形性が認められた。
5. RBSMモデルを用いた解析を行い、CLT鋼板挿入ドリフトピン接合について、非線形挙動を概ね予測できた。
6. CLTにおける鋼板挿入二面せん断接合では、繊維角度依存性を無視した構造性能評価が可能である可能性が示唆された。

第4章 CLTの鋼板添え板一面せん断接合部の荷重変形関係

4.1 はじめに

木ねじを用いたCLT接合部は、欧米では最も普及した接合である^{13),15),38),39)}。わが国においてもその性能を確かめるための実験が進められている^{40),47),59)}。本章では、鋼板挿入ドリフトピン接合と性能を比較するため、鋼板添え板木ねじ接合について検討をした。鋼板添え板木ねじ接合について第3章と同様の手法を用い、荷重変形関係を推定し、実験により検証した。木ねじはドリフトピンと比べて径が小さく、ラミナ境界に木ねじが位置した場合に、接合性能が影響を受けることが憂慮される。そこでそれらの影響を知るために、最外層の繊維方向とラミナ境界と木ねじの位置関係を実験のパラメータとした。

4.2 荷重変形関係の推定

4.2.1 非線形解析による荷重変形関係の推定

4.2.1.1 解析モデル

木ねじ接合にちても第3章と同様のモデルを用い、数値解析によって荷重変形関係を推定した。はりの両端は自由端とした。なお実際には、木ねじの曲げ変形の増大に伴い、CLTに対する引抜き抵抗が生じると考えられるが、ここではその影響は無視した。

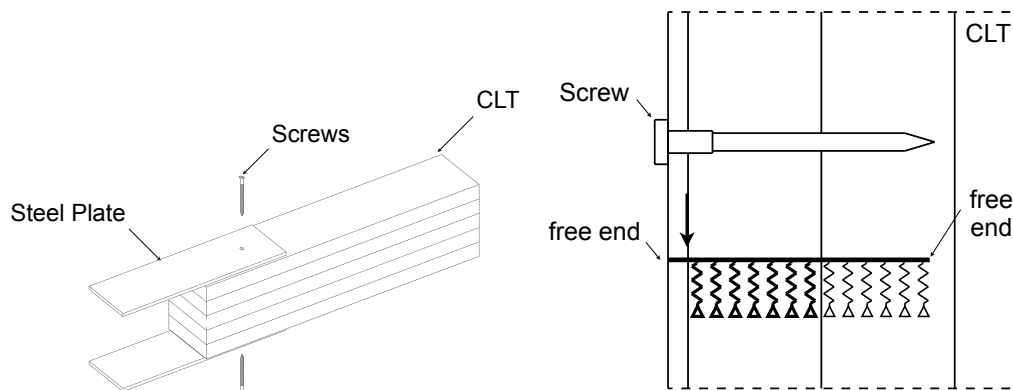


Fig.4.1 Image of the Screwed connection with steel plate and analytical model.

4.2.1.2 木ねじの3点曲げ実験

木ねじ-CLT接合部の引張実験に使用した木ねじの曲げ強度 (σ) を求めるために、支点間距離 $L=45\text{mm}$ として、中央に集中荷重を与える、木ねじの3点曲げ実験を行った。

①実験結果の荷重 (P) 変位 (δ) 関係をモーメント (M) 木ねじ中央の回転角 (θ) 関係に直す。 (M) (θ) および中央の曲げたわみ変位 (δ_b) は次のようになる。

$$M = \frac{PL}{4} \quad (47)$$

$$\theta = 2 \tan^{-1} \frac{2(\delta - \delta_b)}{L} \quad (48)$$

$$\delta_b = \frac{PL^3}{48EI} \quad (49)$$

ここで、

L 支持点間距離 (mm)

E 木ねじのヤング係数 (N/mm²)

I 断面二次モーメント (mm⁴) である。

②降伏モーメント M_y の定義をFig.4.5に示す。得られた $M-\theta$ 曲線上の、最大モーメント (M_{\max}) の10%、40%の時の点を結んだ直線の傾きを初期剛性とし、初期剛性の1/6の傾きを持ち、 $M-\theta$ 曲線と接する直線と、初期剛性の直線の交点のモーメントを降伏モーメント (M_y) と定義する。曲げ強度 (σ) は全塑性断面係数 (Z_p) を用いて次式で表される。

$$M_y = \frac{P_y L}{4} \quad (50)$$

$$\sigma = \frac{M_y}{Z_p} \quad (51)$$

$$Z_p = \frac{d^3}{6} \quad (52)$$

ここで、 d は木ねじの有効径である。有効径は谷径の1.1倍とした。

Fig.4.4に荷重変位関係の例を、Table.4-1に実験結果を示す。示す。曲げ強度 (σ) はおよそ 950N/mm²であり、ドリフトピンに使われている鋼材の約3倍であった。

Table.4-1 Bending strength.

	Bending strength σ (N/mm ²)
Average	938
S.D.	55
C.V.	6%
5 percentile lower limit	831

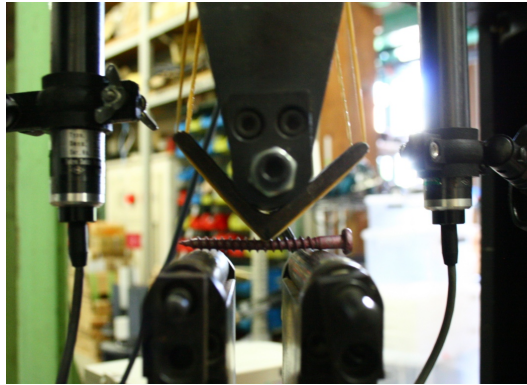


Fig.4.2 Apparatus of the three point bending test for the screw.

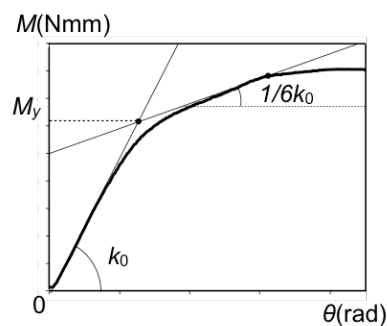


Fig.4.3 Definition of the yield moment(M_y)

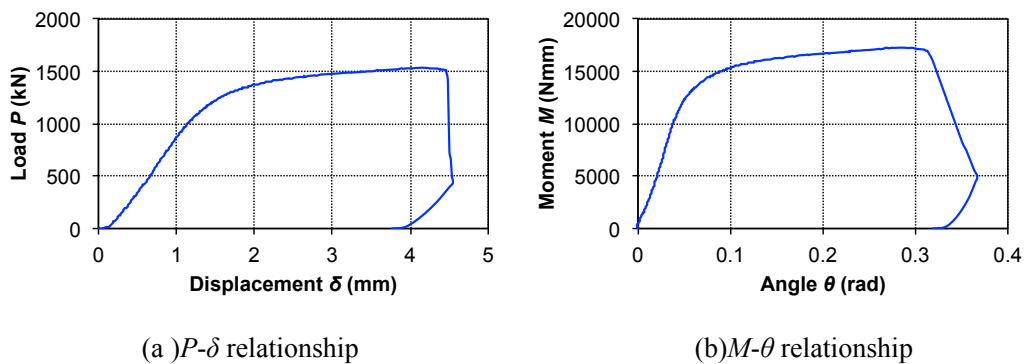


Fig.4.4 Example of the load - deformation relationship of the three point bending test.

4.2.2 ヨーロッパ型降伏理論による降伏荷重の評価

鋼板添え板木ねじ接合の場合，ドリフトピンと違い各層の厚さが等しい。降伏荷重の評価には，Uibelらの式をそのまま用いることが出来る。

- mode 1 接合具に曲げ降伏が生じず，平行移動する接合具により木材にめり込み降伏が生じた状態。
- mode 2 接合具が中央で曲げ降伏し，回転する接合具により木材にめり込み降伏が生じた状態。回転中心がどの層に位置するかによって2通りの場合分けを行う。

- mode 3 接合具中央および材内に塑性ヒンジが形成され塑性ヒンジ間にのみ木材のめり込み降伏が生じた状態。塑性ヒンジがどの層に位置するかによって3通りの場合分けを行う。

以下の6種類の降伏モードのうち引張荷重が最小となるモードが接合具の降伏荷重 (P_y) と定義され次式で表される。

$$p_y = \min \begin{cases} p_1 & \text{Mode1} \\ p_2 & \text{Mode2} \\ p_3 & \text{Mode3} \end{cases} \quad (53)$$

ここで p_1 , p_2 , p_3 はそれぞれの Mode1, Mode2, Mode3, が生じる場合の3層CLTの降伏荷重である。

$$p_1 = f_h d t_1 \quad (54)$$

$$p_2 = \min(p_{21}, p_{22}) \quad (55)$$

$$p_3 = \min(p_{31}, p_{32}, p_{33}) \quad (56)$$

ここで,

p_{21} ピンの曲げ中立軸が第2層にある場合の降伏荷重 (N)

p_{22} ピンの曲げ中立軸が最外層にある場合の降伏荷重 (N)

p_{31} 塑性ヒンジが中央層にある場合の降伏荷重 (N)

p_{32} 塑性ヒンジが第2層にある場合の降伏荷重 (N)

p_{33} 塑性ヒンジが最外層にある場合の降伏荷重 (N)

である。

それぞれの値は次の形で表される。

$$p_{21} = f_1 d l \left[\sqrt{2} \sqrt{\beta_{1,2} \left(\beta_{1,2} (2\psi^2 - 2\psi + 1) + 2\psi (1 - \psi) + \frac{2M_y}{f_1 d l^2} \right)} - \beta_{1,2} \right] \quad ((57)$$

$$\text{ただし,} \quad \psi \leq \frac{1}{2} \left(\beta_{1,2} + 1 - \sqrt{\beta_{1,2}^2 + 1 + \frac{4M_y}{d f_1 l^2}} \right) \quad (58)$$

$$p_{22} = f_1 d l \left(\sqrt{2} \sqrt{\psi (2\beta_{1,2} - 2) + 2 - \beta_{1,2} + \frac{2M_y}{f_{1,2} d l^2}} + 2\psi + \beta_{1,2} (1 - 2\psi) - 2 \right) \quad (59)$$

ただし,

$$\psi \geq \frac{1}{2} \left(\beta_{1,2} + 1 - \sqrt{\beta_{1,2}^2 + 1 + \frac{4M_y}{d f_1 l^2}} \right) \quad (57)$$

$$p_{31} = \sqrt{2}\sqrt{2f_1M_yd} \quad (60)$$

ただし,

$$\psi \geq 2\sqrt{\frac{M_y}{f_1dt^2}} \quad (61)$$

$$p_{32} = f_1dl\psi \left(1 - \beta_{1,2} + \sqrt{\beta_{1,2} \left(\beta_{1,2} - 1 + \frac{4M_y}{f_1dl^2\psi^2} \right)} \right) \quad (62)$$

ただし

$$\psi \leq 2\sqrt{\frac{M_y}{f_1dt^2}}, \quad \frac{\psi}{\beta_{1,2}} \sqrt{\beta_{1,2} \left(\beta_{1,2} - 1 + \frac{4M_y}{f_1dl^2\psi^2} \right)} + \psi \leq 1 \quad (63)$$

$$p_{33} = f_1dl\psi \left(\beta_{1,2}(1 - 2\psi) + 2\psi - 1 + \sqrt{2\psi(\beta_{1,2} - 1) - \beta_{1,2} + 1 + \frac{4M_y}{f_1dl^2}} \right) \quad (64)$$

ただし,

$$\psi \leq 2\sqrt{\frac{M_y}{f_1dt^2}}, \quad \frac{\psi}{\beta_{1,2}} \sqrt{\beta_{1,2} \left(\beta_{1,2} - 1 + \frac{4M_y}{f_1dl^2\psi^2} \right)} + \psi \geq 1 \quad (65)$$

ここで,

- d 接合具径 (mm)
- l 接合具長さ (mm)
- F 接合具強度 (N/mm²)
- f_1 繊維平行層の面圧強度 (N/mm²)
- f_2 繊維直交層の面圧強度 (N/mm²)
- $\beta_{1,2}$ 面圧強度の比, $= f_2/f_1$
- t ラミナ厚さ (mm)
- ψ ラミナ厚さ比 $= t/l$

である。

4.2.3 引抜きを考慮した荷重変形関係の推定

木ねじを用いた鋼板添え板一面せん断接合の荷重変位関係の推定式が小林らによって提案されている²⁹⁾⁻³¹⁾。ここでは、初期剛性を求める際には、接合具が剛体回転すると仮定される。降伏荷重は既往のEYTによって評価する。降伏後の挙動では、木ねじの引抜き抵抗が考慮される。最大荷重は3点曲げ試験の塑性ヒンジの最大変形角によって定められる。

ここではCLT接合部に適用するにあたり以下の仮定を用いた。

- ①初期剛性は最外層の繊維方向の面圧剛性によって決定される。
- ②降伏荷重は前節(4.4.2節)のCLTのためのEYTによって決定される。
- ③木ねじの引抜き抵抗荷重は、全ての層で同一とする。

①については、木ねじの剛体か移転における有効長さ (l_{ef} : 下式(64)) のうち最外層のラミナの占める割合が大きいことによる。②については、既存の式では通常のEYT式で評価されるが、ここでは前節でCLTのためのEYT式が誘導されているため、後者を用いた。

③については、全ての層において引抜き抵抗は木材の放射方向となることによる。

これらを設計式の形で整理されたものを、以下に引用する³¹⁾。

初期剛性は次式で求められる。

$$k = \frac{k_0 d l_{ef}}{4} \quad (66)$$

ここで、

- k_0 木材の面圧剛性 (N/mm³)
- d 接合具の有効径 (谷径の1.1倍) (mm)
- l_{ef} 接合具の有効剛体長さ (mm)

である。接合具の有効剛体長さは、微小変形時に接合具が剛体回転するとしたときの接合具の長さであり、弾性床上の梁理論に基づいて次のように求められる。

$$l_{ef} = \min \left\{ l, \left(\frac{64 E I_s}{k_0 d} \right)^{\frac{1}{4}} \right\} \quad (67)$$

ここで、

- l 接合具が埋め込まれた部分の材厚
- E 接合具の曲げ剛性
- I_s 接合具の断面二次モーメント

である。

$$M_{p-single} = \min (M_p, M_{pu}) \quad (68)$$

ここで、

- $M_{p-single}$ 側材近傍における全塑性モーメント (Nmm)
- M_p 接合具の全塑性モーメント (Nmm)

M_{pu} 接合具の回転による鋼板の全塑性モーメント(Nmm)
である。

$$P_y = \min \left\{ \begin{array}{l} f_1 D(L_1 - t)L_1 \\ f_1 dL_2 \end{array} \right. \quad (69)$$

ここで、

L_1 回転中心までの距離(mm)

L_2 塑性ヒンジまでの距離(mm)

である。 L_1 , L_2 については以下の式で求められる。

$$L_n = \left\{ \begin{array}{ll} \text{mode1} & \sqrt{\frac{l^2}{2} + \frac{M_{p\text{-single}}}{f_1 d}} \\ \text{mode2} & \sqrt{\frac{2(M_p + M_{p\text{-single}})}{f_1 d}} \end{array} \right. \quad (70)$$

初期位置に対する降伏後の接合具の傾きを θ_s とすると、接合具上の力の釣合いは以下の式で表される。

$$\left\{ \begin{array}{l} P(\theta_s) = P_y \cos \theta_s + P_{ax} \sin \theta_s + N(\theta_s) \\ N(\theta_s) = P_{ax} \cos \theta_s - P_y \sin \theta_s \end{array} \right. \quad (71)$$

ここで、

$P(\theta_s)$ 接合部に直交する方向に働く荷重 (N)

P_y 接合部の降伏荷重 (N)

P_{ax} 木ねじの引抜きに必要な荷重 (N)

N 鋼板が木材へ与える荷重 (N)

である。

二次剛性 (k') と最大荷重 (P_{\max}) は次式で表される。

$$K' = \frac{P_{ax}}{L_n} \quad (72)$$

$$P_{\max} = \sqrt{P_y^2 + P_{ax}^2} \quad (73)$$

最大荷重を迎えた後、荷重は一定のまま変位のみが増大する。

荷重変位関係の第二折れ点である、軸力による降伏変位 (δ_f) , 終局変位である破断変位 (δ_s) は、以下の式で与えられる。

$$\delta_f = \sqrt{2L_n \delta_{p-ax} + \delta_{p-ax}^2} \quad (74)$$

$$\delta_s = L_n \tan \gamma_u \quad (75)$$

ここで、 δ_{p-ax} は木ねじの引抜き降伏変位、 γ_u は終局時の塑性ヒンジ変形角であり、3点曲げ試験結果と式(76)、式(77)の関係のもと、式(78)で求められる。

$$\delta_b = \frac{P}{k} \quad (76)$$

$$\delta_h = \frac{L}{2} \tan \frac{\gamma}{2} \quad (77)$$

$$\gamma = 2 \tan^{-1} \left(\frac{2}{L} \left(\delta - \frac{P}{K} \right) \right) \quad (78)$$

ここで、

δ_b 弾性曲げ変形による中央たわみ(mm)

δ_h 塑性ヒンジの変形による中央たわみ(mm)

L 3点曲げ試験の曲げスパン(mm)

である。

4.3 実験による検証

4.3.1 試験体

試験体には、集成材とCLTを用いた (Fig.4.5)。CLTは、厚さ150mmで、CLTを構成するラミナは5層積層 (ラミナ厚さ：30mm) とした。樹種はスギ (平均含水率 $M.C.$: 10.2% ($C.V.$ 11%) , 平均気乾密度 $\rho=409 \text{ kg/m}^3$ ($C.V.$ 3%)) とし、集成材の日本農林規格第5条構造用集成材におけるラミナの品質基準に従い、最外層がL60、内層がL50とした。添え板には、厚さ9mmおよび6mmのものをを用いた。

接合具として、日本住宅・木材技術センターによるZマーク表示金物として認定を受けた木ねじ (65mm, 90mm) を用いた (Fig.4.3)。Fig.4.6に木ねじの寸法を示す。

Table.4-2にパラメータを示す。材料は、集成材 (全てL60のラミナ) , CLT (全てL60のラミナ) , CLT (最外層がL80それ以外がL60のラミナ) の3条件、木ねじは、長さ65mm, 長さ90mmの2条件、木ねじ位置はラミナの境界を狙うもの、狙わないもの2種類とした。

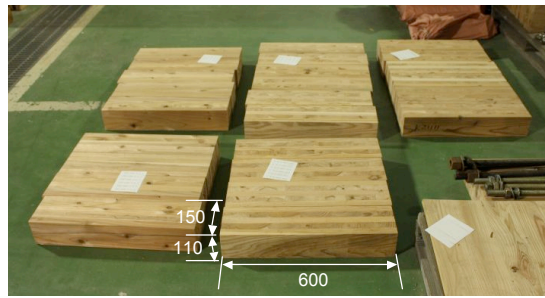
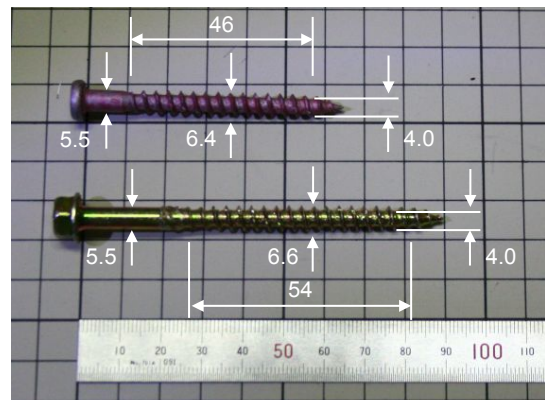


Fig.4.5 Size of specimen



“L60”-Major diameter: 6.4mm, Minor diameter: 4.0mm, Spindle diameter: 5.5mm, Pitch: 3.0mm, Head diameter: 10.5mm, Head thickness: 3.0mm, Spindle length 10.0mm, Effective length: 46.0mm, Tapper length: 8.5mm.

“L90”-Major diameter: 6.6mm, Minor diameter: 4.0mm, Spindle diameter: 5.5mm, Pitch: 3.0mm, Head diameter: 12.0mm, Head thickness: 6.0mm, Spindle length 25.0mm, Effective length: 54.0mm, Tapper length: 10mm.

Fig.4.6 Screws

Table.4.2 Test Parameter

Symbols	Specimen name	Screw position	Matelrial	Thickness of steel plate (mm)	Panel thickness (mm)	Screw length (mm)
1-P	135-L60-1-P	Center	P	4.5	135	60.0
1-C	135-L60-1-C		C			
3-P	150-L60-3-P	Gap A	P	9.0	150	
5-P	135-L60-5-P	Gap B		4.5	135.0	
7-C	135-L60-7-C	Gap C	C			
2-P	150-L60-1-P	Center	P	9.0	150	90.0
2-G	150-L60-1-G		G			
6-P	150-L90-1-P		P			
4-P	150-L60-4-P		P	4.5		60.0
4-G	150-L60-4-G					
6-G	150-L90-1-G		G	9.0		90.0

ここで

木ねじ位置：1「中央」—加力方向に直交する挽板と挽板の間（ラミナ境界部分）を狙わない。

木ねじ位置：2「隙間A」—加力方向に直交する挽板と挽板の間（ラミナ境界部分）を狙う。

木ねじ位置：5「隙間B」—一層目の平行層の隙間（ラミナ境界部分）を狙う。

木ねじ位置：7「隙間C」—二層目の平行層の隙間（ラミナ境界部分）を狙う。

最外層：P「平行」—加力方向に対し，最外層の挽板が平行

C「直交」—加力方向に対し，最外層の挽板が直交（後述）

G「集成材」—加力方向に対し，全ての層の挽板が平行

である。

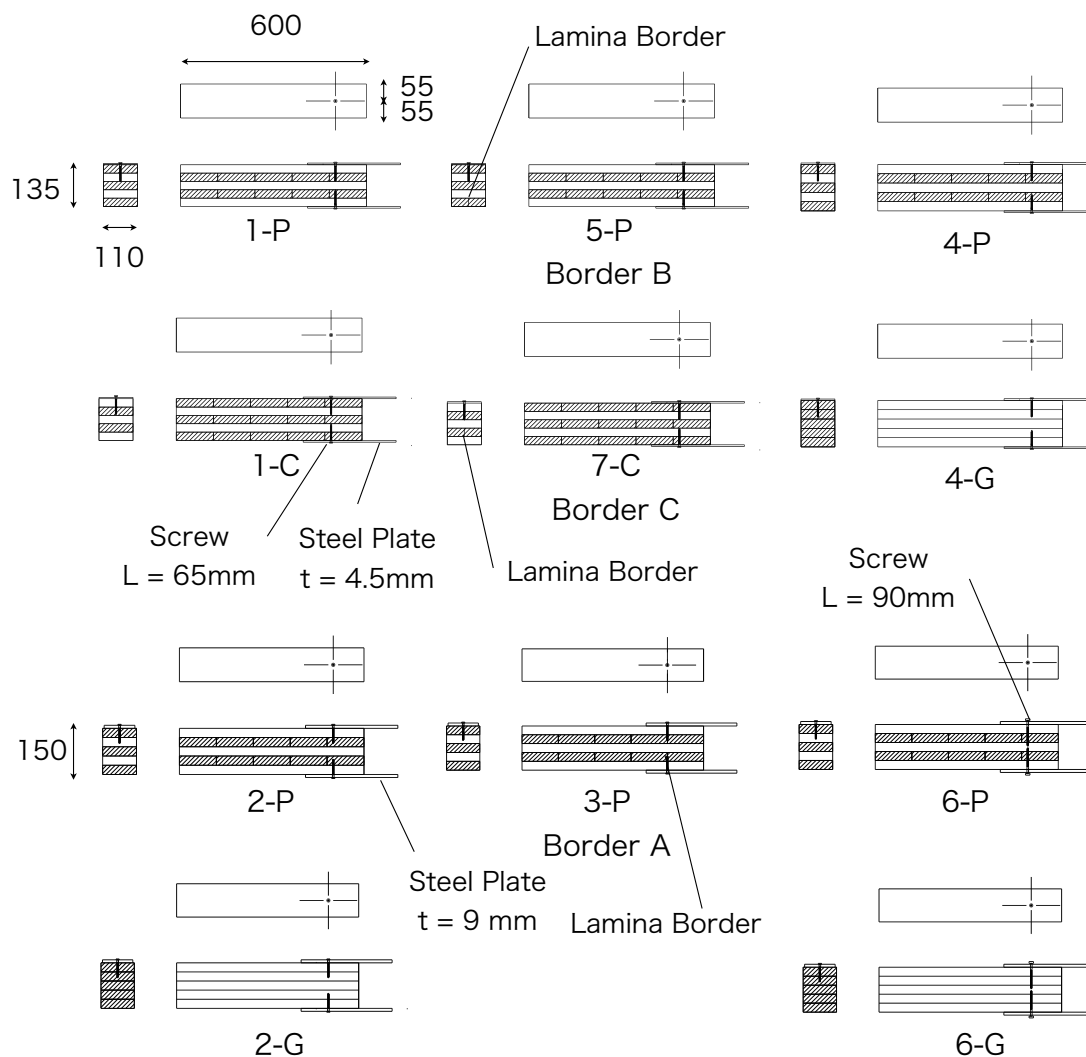


Fig.4.7 Test parameters

4.3.2 実験の方法

Fig.4.8に試験装置を示す。試験体の片端は、Z90の木ねじ8本で治具に留め付け、もう片端はZ60の木ねじ2本で载荷用の鋼板に留め付けた。载荷側はインパクトドライバーを用いて、木ねじを締めた後、鋼板と試験体の間に隙間が出来るように、木ねじを緩めた。

载荷は、試験体1体目を単調载荷、2体目以降をISO16670に準ずる正負交番繰返し载荷とした。载荷サイクルの詳細はTable.4-3に示す。Step10 (δ_u の100%)までの時間が10分程度に収まる程度のスピードで加力を行った。ロードセルと2つの変位計によって、荷重と変位を計測した。変位計測によって得られた鋼板と木材の相対変位を逐次、制御側へフィードバックすることで、精度の高い変位制御による繰返し载荷を行った。

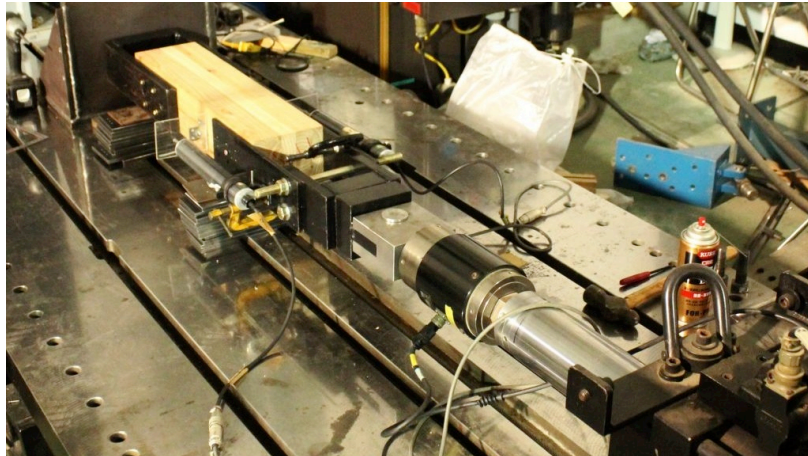


Fig.4.8 Tensile test apparatus of the connection

Table.4.3 Loading cycle

step	Displacement. Raito against the ultimate displacement δ_u	Reapetition
1	1.25%	1
2	2.50%	1
3	5.00%	1
4	7.50%	1
5	10.00%	1
6	20.00%	3
7	40%	3
8	60&	3
9	80.00%	3
10	100.00%	3
11	+20%	3

4.3.4 結果と考察

4.3.4.1 荷重変位関係

Fig.4.9からFig.4.10に実験で得られた荷重変位関係を，単調載荷，繰返し載荷の包絡線，繰返し載荷の包絡線の平均曲線に分けてを示した。

実験結果から得られた特徴点を以下にまとめる。

- S字の荷重変形関係をしめしたのが見られた。
- 最外層の強度がL80のものは，最大荷重が5～6kN，L60のものは，4kN程度であった。
- 最外層が繊維直交方向のものは，繊維平行方向と比べて剛性のばらつきが大きい。
- ラミナ境界を狙ったものは，ラミナ境界を狙わないものと比べて剛性のばらつきが大きい。

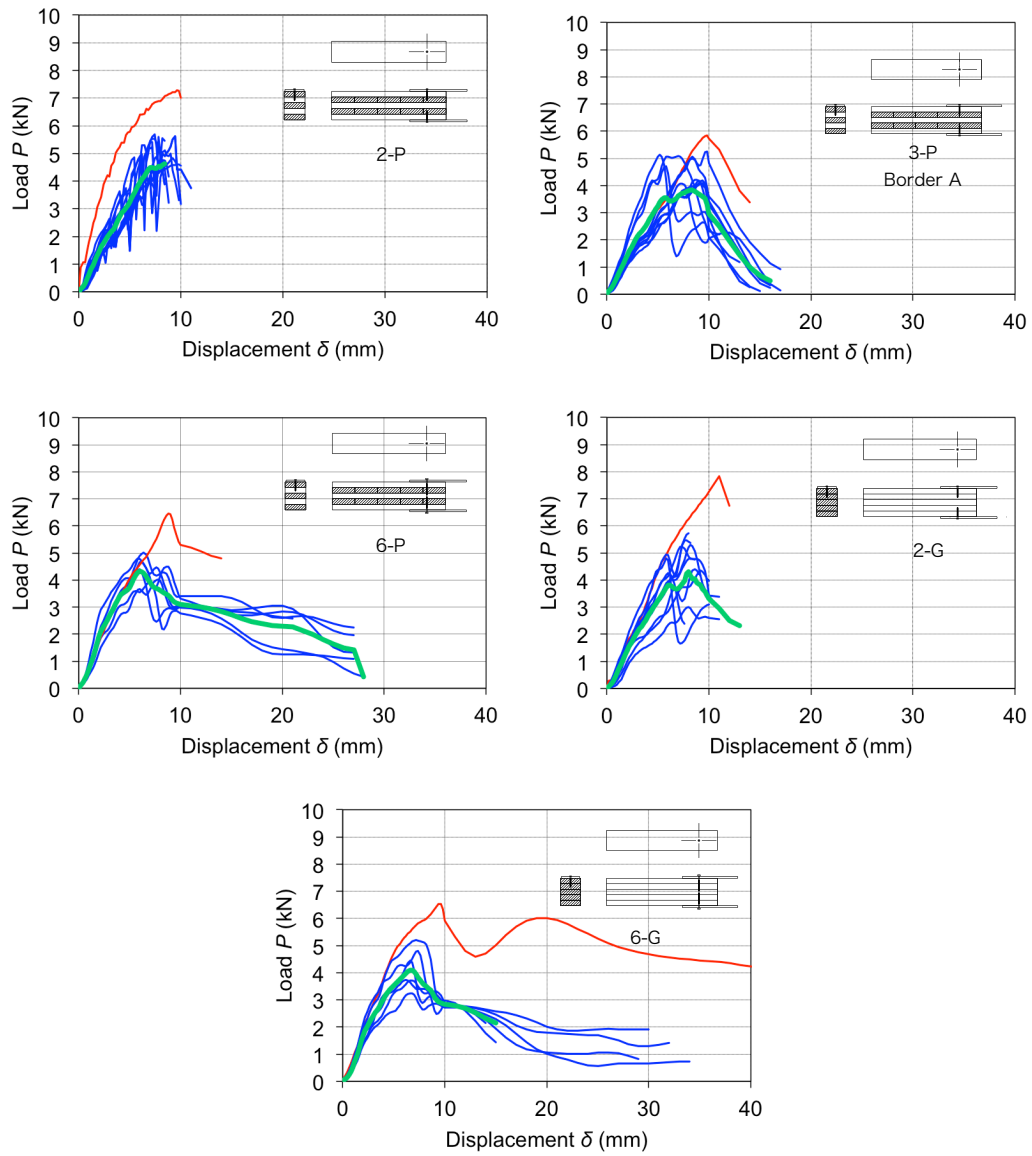


Fig.4.9 Load-deformation (P - δ) relationships

Red: Monotonic loading, Blue: envelopes of cyclic loading, Green: mean curves of envelopes.

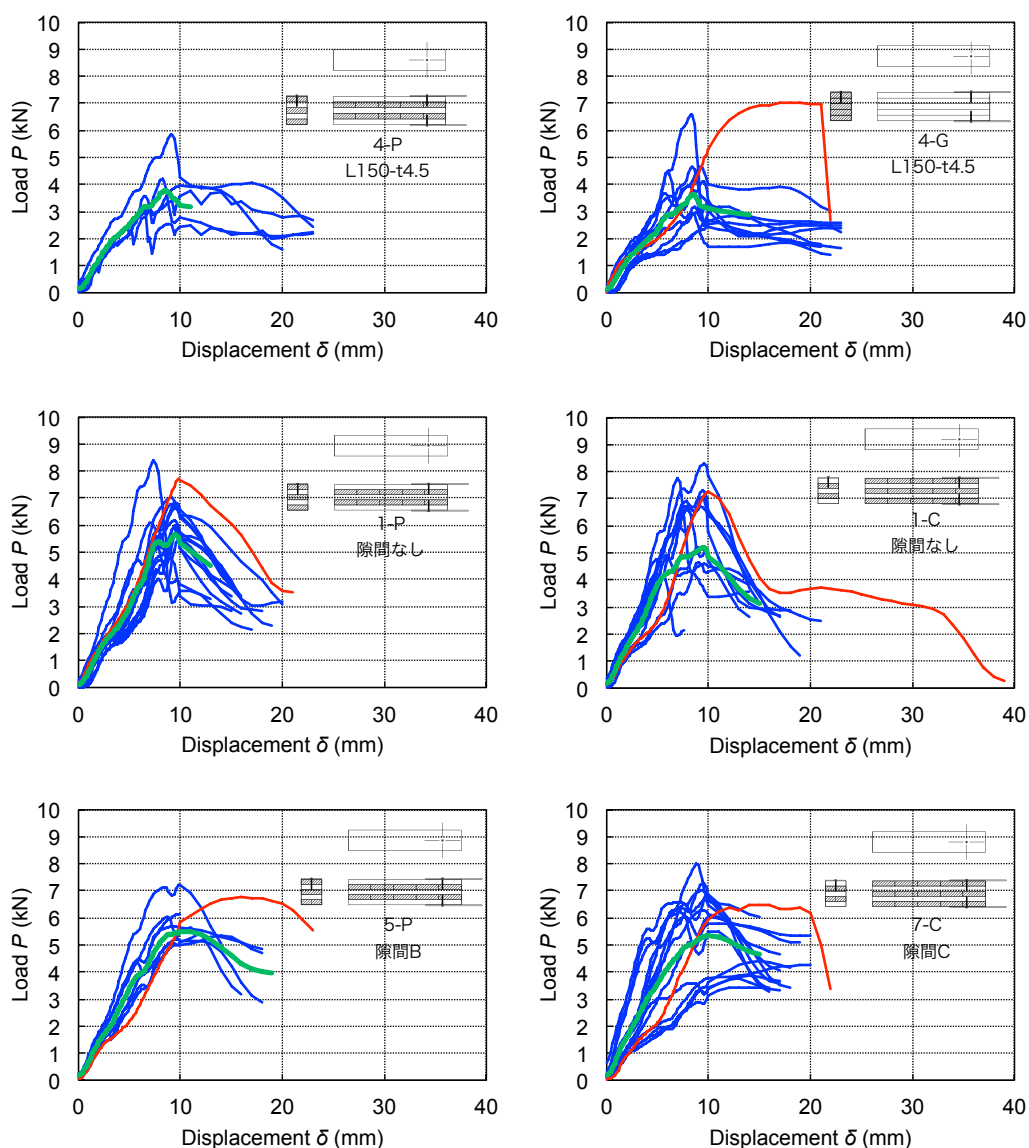


Fig.4.10 Load-deformation (P - δ) relationships

Red: Monotonic loading, Blue: envelopes of cyclic loading, Green: mean curves of envelopes.

4.3.3.2 繰返し载荷による強度低下

繰返し载荷では、単調载荷と比べて、荷重が4kN程度以降の降伏後の剛性低下が著しく、最大荷重は、単調载荷のおよそ2/3であった。これは、繰返し载荷によって、木ねじの塑性化が正負両面から進展したためであると考えられる。使用した木ねじは実測平均曲げ強度が938N/mm²と炭素含有量の多い鋼材であった。そのため、正負交番漸増繰返し载荷によって曲げ変形を与えられた木ねじは、载荷ステップが進むごとに、引張応力の生じる側が脆性的に塑性化し、曲げや引張に抵抗する木ねじの有効断面積が減少した。これにより、最大荷重が低下したものと推察される。

4.3.3.3 ラミナ境界による剛性低下

Fig.4.11に、ラミナの境界を狙う試験体との結果を示す。ラミナ境界の影響は単調荷重に顕著に現れた（Fig.4.15赤線とFig.4.16赤線）。最大荷重以降の挙動が大きく異なる。隙間を狙わない通常タイプでは、最大荷重に達した後、ビスが破断し荷重が急激に低下している。隙間を狙うものは、最大荷重に達した後も、木ねじが破断せず、20mm程度まで変形した。ただし隙間を狙うものの最大荷重は、それ以外と比べて小さい。

繰返し荷重（Fig.4.11赤線）では、挙動に明確な差がみられない。

4.3.3.4 最外層の繊維方向の影響

Fig.4.11左が、最外層が繊維平行方向のものの荷重変位関係、Fig.4.11右が、最外層が繊維直交方向のものの荷重変位関係である。最外層が繊維平行方向と繊維直交方向で大きな違いが見られなかった。

2章の鋼棒の面圧実験では、鋼棒の変位がCLTの厚さ方向に亘って同じであったため、繊維平行層の割合（ β ）で重み付けした、平均面圧強度を用いることが出来た。3章の鋼板挿入ドリフトピン接合では、5層積層のCLTに対して、細長比（接合具長さ（ l ）／接合具径（ d ））が9-12程度ドリフトピンの中央に塑性ヒンジが生じた。この曲げモーメントに釣り合う、木材からの反力によるモーメントの総和が、荷重に対する繊維角度が変化しても、あまり変化しなかったため、強度や剛性の繊維角度依存性が小さくなった。

しかし木ねじは、細長比（ l/d ）が20以上であり、中央と材内に生じる変形性状を示す。この場合、モーメント抵抗するための反力床となる層は主として最外層になる。そのため、剛性や強度の繊維角度依存性は大きくなると予想されたが、実際には大きな違いはみられなかった。

CLTの面外方向への木ねじの引抜き抵抗力がはたらいた場合、繊維平行方向ラミナ、繊維直交方向ラミナのいずれも、放射方向への引抜き抵抗となるため、両者に大きな違いはみられないと予想される。

木ねじの一面せん断抵抗でも、ダボの曲げ降伏による抵抗の他に、木ねじと木材の間の引抜き抵抗を考慮する必要が示唆された。

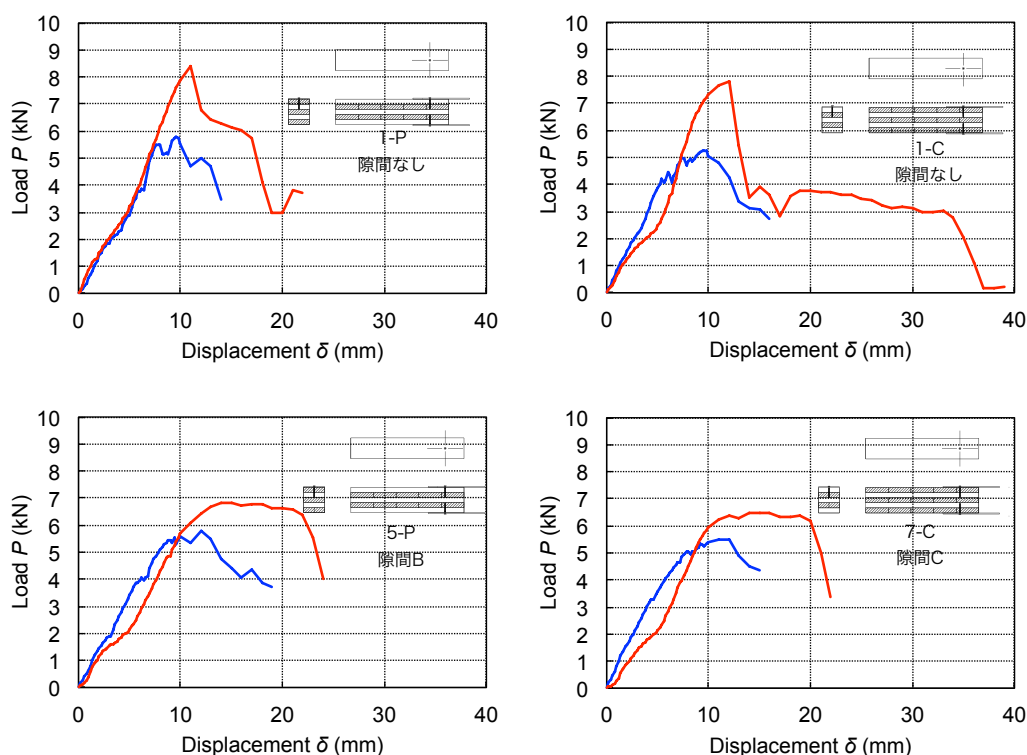


Fig.4.11 Effect of the cyclic loading.

Legends: Red: monotonic loading, Blue line: cyclic loading.

4.3.3.5 破壊の様子

Fig.4.12に代表的な破壊の様子を示す。全ての試験体が、ビスの破断で終局を迎えた。L60ビスではビスの胴径が細くなっている箇所、L90ビスではビスの谷径部で破断が生じた。L60では、破断とともにビス頭が弾け飛んだが、L90については材内に留まった。脆性的な破壊であるため、板厚を変更する等して、曲げ変形が支配的となるような変形が望ましいと考えられる。



Fig.4.12 Failure of the screws.

4.3.3.6 推定値と実測値の比較

Fig.4.13にWinkler基礎モデルによる推定値と実測値の荷重変形関係を示す。初期剛性については、推定値と実測値が概ね一致しているものの、降伏後の挙動は、その差が大きい。

推定値は、降伏後に剛性が著しく低下しているが、実測値では、そこまで大きく低下しない。これは解析時に考慮しなかった、木ねじの引抜き抵抗の影響と考えられる。

ウィーンクラー基礎モデルのいる推定については、今後引抜き抵抗を考慮に入れたモデルを検討する必要がある。

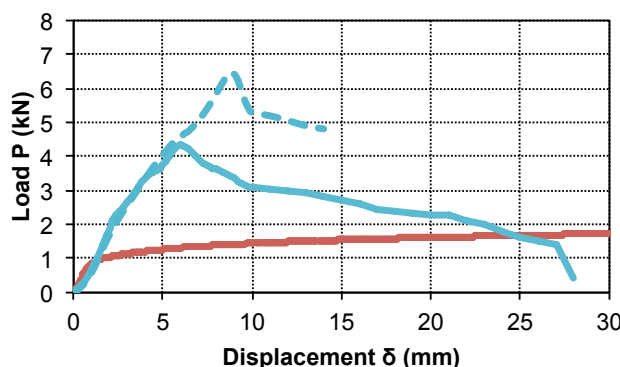
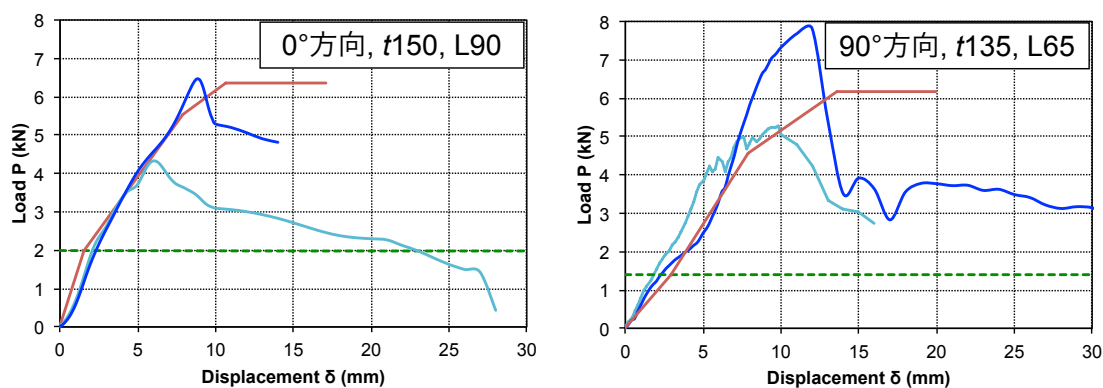


Fig.4.13 Load - deformation (P - δ) relationships

Red line: numerical analysis, Blue rigid line: mean curve of cyclic loading, Blue dashed line: monotonic loading.

Notes: CLT thickness: 150mm, Screws: L90,

Fig.4.14に4折れ線モデルによる荷重変形関係の推定値（4.2.3節参照），EYTによる降伏荷重の推定値，実測値を示す。5mm程度の変形までは，推定値と実測値（単調載荷）が概ね一致している。90°方向試験体において，推定値の二次剛性が初期剛性より高くなっているのは，引抜きによる剛性が，木ねじの曲げせん断による剛性よりも高いことに由来する。実測値においても同様の傾向が見られた。



(a) $\theta=0^\circ$, thickness of CLT: 150mm, screws: L90 (b) $\theta=90^\circ$, thickness of CLT 135mm, screws: L65

Fig.4.14 Examples of load - deformation (P - δ) relationships

Red line: estimated curve by Chapter 4.2.3. Blue line: monotonic loading. Light blue: mean curve of cyclic loading, Green dashed line: estimated yield line by EYT.

4.4 まとめ

材種，ビス長さ，隙間の有無をパラメータとした，ビスの一面せん断実験を行ったところ，以下のような知見を得た。

1. 集成材と最外層が平行層となるCLTでは，一面せん断性能に大きな違いは無い。
2. CLTの第2層に隙間のある位置を狙って木ねじを留め付けたものも，大きな性能の低下は生じない。
3. 鋼板厚が大きい場合，木ねじが早期に破断するため，変形性能が小さくなる。そのため，木ねじ長さの違いによる影響が十分あらわれなかったと考えられる。
4. 繰返し载荷の結果は，最大荷重，最大変位ともに，単調载荷と比べて小さくなった。

第5章 CLTの鋼板挿入二面せん断接合を用いた耐力壁の実大実験とはりとはねのモデルを用いた解析

5.1 はじめに

本章では、脚部に鋼板挿入ドリフトピン接合を用いたCLT耐力壁の水平せん断性能を実大実験により評価し、変形挙動をはりとはねのモデルによる有限要素解析で追跡した⁶⁰⁾。

これまでの章で、CLTの強度や剛性の繊維角度異方性が小さいことが示されたため、接合部モデルは、全ての方向に同じ剛性と強度をもった軸ばねと仮定した。ばね同士は剛体で接続し、CLT面のはりモデルと繋いだ。

5.2 接合の概要

Fig.5.1に試験体と金物の詳細を示す。金物は厚さ9mmの鋼製プレートを組み合わせて作成した。下面には $\phi 17\text{mm}$ の孔が空けられ、基礎や隣接する金物とボルトで緊結する。中央の鋼板に $\phi 17\text{mm}$ の孔が空けられ、 $\phi 16\text{mm}$ のドリフトピンを用いてCLTと接合される。CLTと接する斜めの鋼板は、CLTから受ける圧縮の反力板となる。

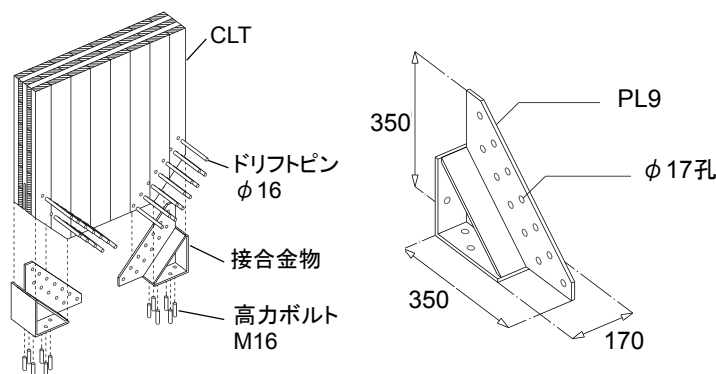


Fig.5.1 Leg joint of CLT shear wall with drift pin connections.

5.2 接合に生じる荷重方向の推定

第3章で求めた接合部剛性を用い、2次元弾性有限要素解析により接合具にはたらく力の大きさや向きを求めた。解析には2次元の汎用弾性有限要素解析ソフトFEM-2Dを用いた。解析の対象は、Fig.5.1の構成による高さ3mの耐力壁とした。これまでの章で示された通り、CLTの面内異方性は小さいため、材料は等方性とし、CLTの曲げ変形は平行層のみがはたらくという岡部らの仮説^(6.3.1)に基づき、平行層のみを考慮する材料定数を用いた。接合具位置には、直交する2軸方向に同じ剛性を持つ弾性ばねを配置した。ばね剛性には、第3章の実測値（端距離 $7d$ 、縁距離 $7d$ 、普通鋼、ドリフトピン径（ d ）16mm）の平均値を用いた。

モデルは四角形シェル要素で応力集中が起こる接合部および加力部近傍は一辺が25mmの正方形，その他は一辺が50mmの正方形要素とする。脚部は圧縮の生じると予想される片方の隅部を45°方向へローラー支持した。ローラー支持部は圧縮のみを考慮した。解析により引張力が生じた場合は，引張が生じた所から拘束を順次解く方法により，拘束の調整を行った。

Fig.5.2に試験体の平面有限要素モデルおよび解析結果例を示す。各々に位置する接合具のうち，最大応力を示した接合具は引張側の最外層の接合具であった。圧縮側の接合具の挙動については，金物との接触面を摩擦0と仮定しているため，接触面が滑る方向への応力が見られた。

以上のように，接合具に生じる力の向きは，様々であった。

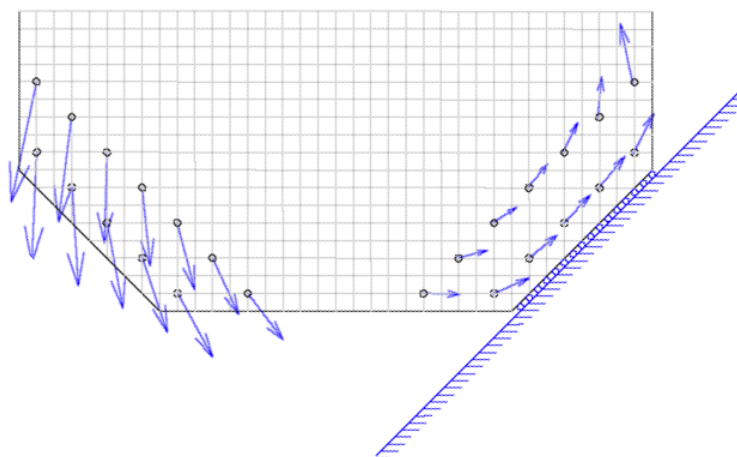


Fig.5.2 Analysed behavior of the connection on the shear wall.

Notes; arrows indicate the direction and scholar quantities of the force applied on the connection spring element: FEA were performed by the general-use software: 2D-FEM

5.3 実大実験による水平せん断性能の検証

5.3.1 試験体

試験体として5層のスギCLT（ラミナ：厚30mm幅120mm，幅はぎあり，縦つぎなし，接着剤：水性高分子イソシアネート系接着剤）を用いた。CLTの寸法は幅910mm，高さ150mm，高さ3000mmとし，1つの試験体について左右の脚部にそれぞれ接合金物を用いた。試験体はあらかじめ上下両端に接合金物を取り付けられる加工を施し，試験体の上下を反転させて2回目の試験に供した。

Fig.5.3の4種類をパラメータとした。ドリフトピンを12本用いるものを基本形とし，本数の少ないものと比較し，剛性，降伏荷重，最大荷重の低下の様子や破壊の性状の変化を観察した。基本形は3体の供試体により，その他は条件ごとに1体ずつの試験を行った。

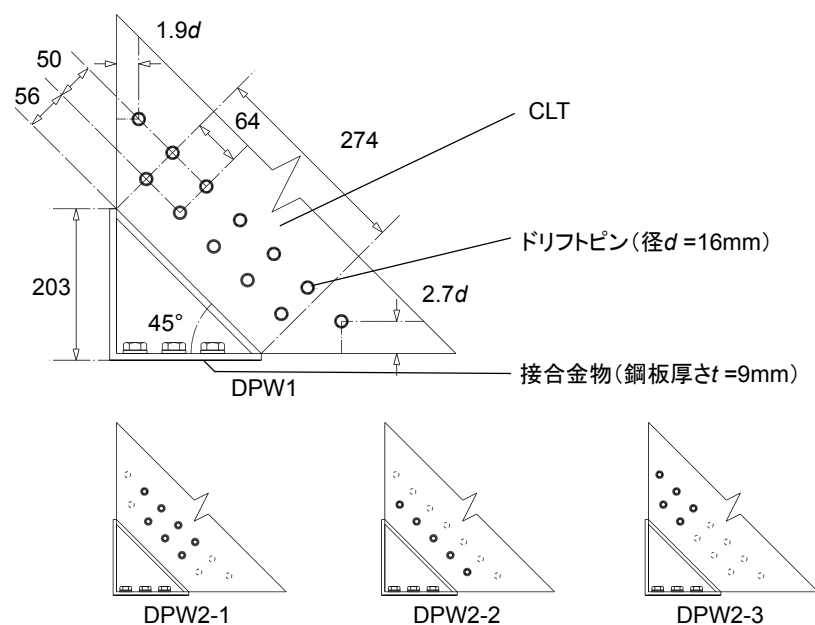


Fig.5.3 Shear wall test parameters.

Legend: DPW1: Normal type: number of drift pins $n_d=12$, DPW2-1: Concentrated type: $n_d=7$, DPW2-2: Edge type: $n_d=7$, DPW2-3: concentrated type: $n_d=5$

5.3.2 実験の方法

Fig.5.4に試験装置を示す。接合金物は鋼製の荷重フレームに高力ボルトを用いて緊結した。正負交番の繰返し荷重を行った。1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50 radまでは3回繰返し, 1/30radを1回繰返し, となる正負交番の繰返し荷重を行った⁶⁾。それ以降破壊に至るまで単調荷重とした。基本形の試験体については1/20, 1/15についても繰返し荷重を行った。Fig.5.4 に示すように, 試験体の見かけのせん断変形角をCLTパネルの上下における絶対水平変位 (#1,#2)で計測し, 接合回転変位をCLTパネル両側脚部の絶対鉛直変位 (#3,#4)で計測した。また面内せん断変形を試験体中央における45°方向の相対変位 (#5)で計測した。また水平荷重をロードセルにより計測した。

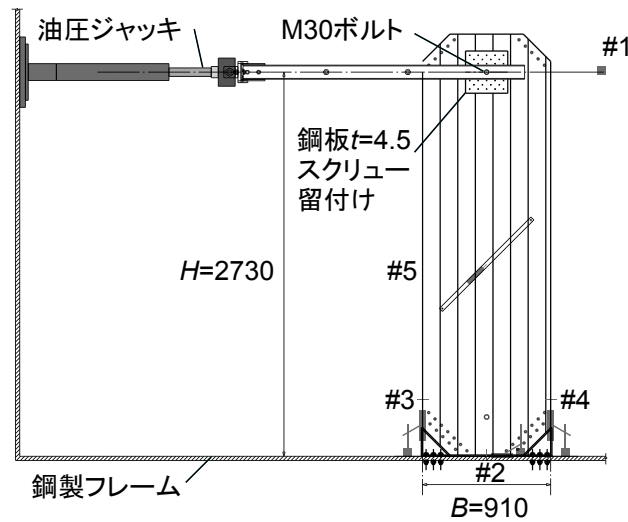


Fig.5.4 Shear wall test apparatus.

5.3.3 結果と考察

5.3.3.1 荷重変位関係

以下にせん断変形角の定義を示す。

$$\gamma = \frac{\delta_1 - \delta_2}{H} \quad (\text{見かけのせん断変形角}) \quad (79)$$

$$\theta_1 = \frac{\delta_3 - \delta_4}{B} \quad (\text{接合部の回転角}) \quad (80)$$

$$\gamma_0 = \gamma - \theta_1 \quad (81)$$

ここで、

γ 見かけのせん断変形角 (rad)

θ_1 接合部変形角 (rad)

H 載荷点高さ (mm)

B 試験体幅 (mm)

$\delta_1 \sim \delta_4$ それぞれFig.5.4の#1～#4の変位計から得られる実測値 (mm)

である。通常の耐力壁のせん断変形角には、式(81)を用いるが、ここでは、面内変形にくらべ接合部回転変形が大きいことから、式(79)によって耐力壁のせん断変形角を定義した。面内変形成分については別途定義した。

Fig.5.5に各パラメータにおける試験結果から得られた荷重変位角曲線を、Table.5-1, Fig.5.6に完全弾塑性近似値を示す。

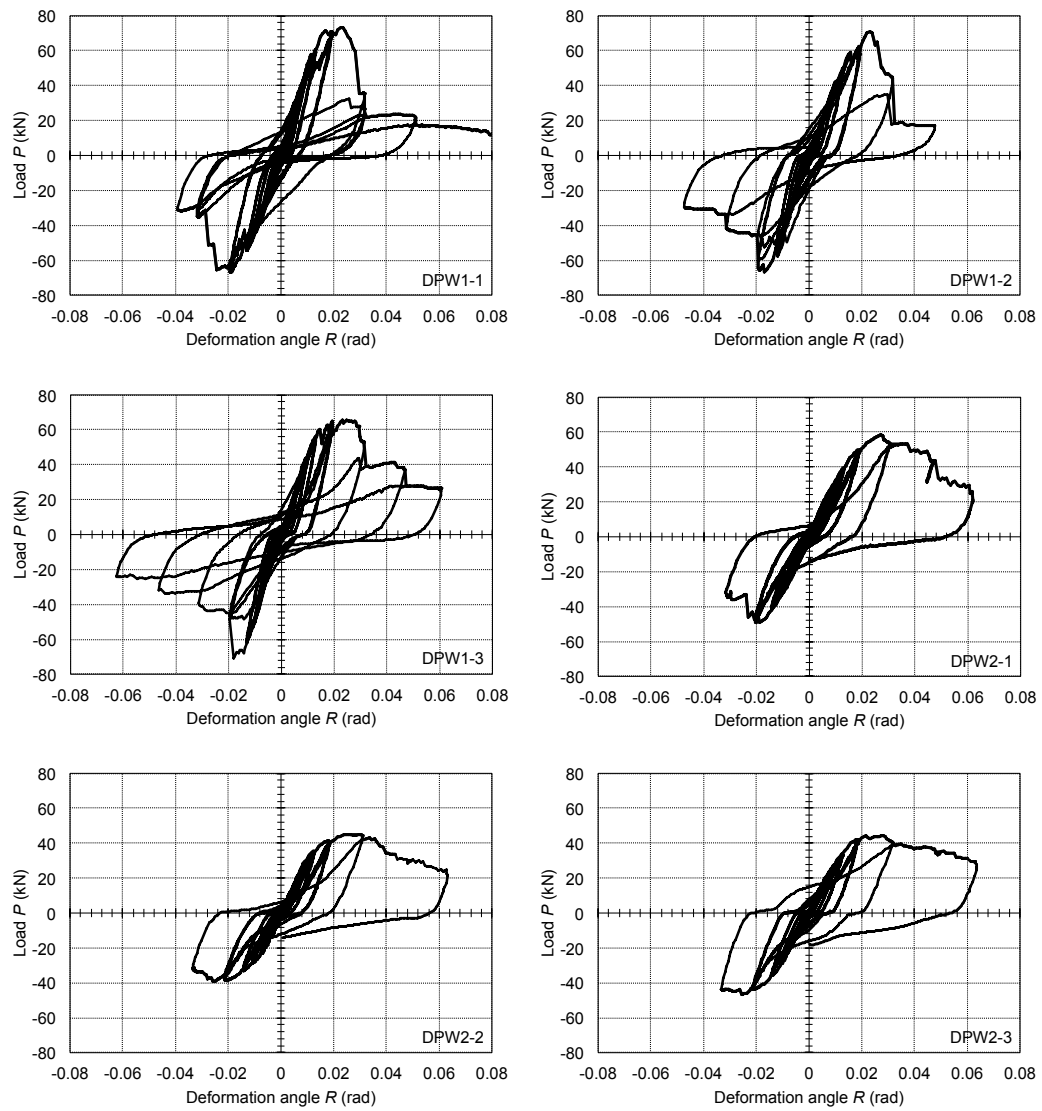


Fig.5.5 Load deformation angle relationships.

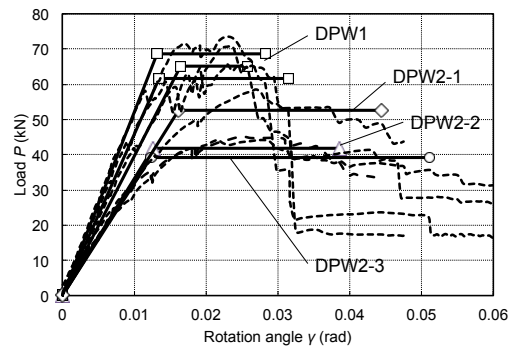


Fig.5.6 Envelop curves and perfect bilinear replaces of test results.

Legend: Rigid line: Elato-plastic approximations, Dashed line: envelop curves of test results.

Table.5.1 Characteristic values of elasto-plastic approximation.

			DPW1					DPW2		
			1-1	1-2	1-3	C.V.	Ave.	2-1	2-2	2-3
Wall length	B	(m)	0.91	0.91	0.91	-	-	0.91	0.91	0.91
Maximum load	P_{max}	(kN)	73.33	70.64	71.39	2%	71.79	58.52	45.09	44.16
Yield load	P_y	(kN)	47.54	47.00	-	1%	47.28	32.35	28.51	23.39
Ultimate load	P_u	(kN)	68.55	65.05	74.30	7%	69.30	52.57	41.81	39.29
Maximum deformation angle	γ_{max}	(rad)	0.02	0.02	0.01	45%	0.02	0.03	0.02	0.03
Yield deformation angle	γ_y	(rad)	0.01	0.01	0.01	29%	0.01	1E-02	0.01	0.01
first break point	γ_v	(rad)	0.01	0.02	0.01	37%	0.01	0.02	0.01	0.01
Ultimate deformation angle	γ_u	(rad)	0.03	0.03	0.01	51%	0.02	0.04	0.04	0.05
Initial stiffness	K	(kN/rad)	5179	3959	9941	50%	6360	3243	3299	3186
Ductility factor	μ	δ_u/δ_y	2.14	1.57	1.18	30%	1.62	2.74	3.04	4.15
Coefficient D_s^*	D_s	-	0.55	0.68	0.86	22%	0.70	0.47	0.44	0.37
①: P_y		(kN)	47.57	47.00	-	1%	47.28	32.35	28.51	23.39
②: $0.2P_u/D_s$		(kN)	24.80	19.00	17.29	19%	20.36	22.25	18.85	21.23
③: $2/3P_{max}$		(kN)	48.89	47.10	47.59	2%	47.86	39.01	30.06	29.44
④: $P_{1/120}$		(kN)	36.11	28.06	66.74	47%	43.64	23.94	22.30	20.94
min(①, ②, ③, ④)		P_0	24.8	19	17.29	-	20.36	22.25	18.85	20.94

5.3.3.2 変形要素の割合

CLT耐力壁の水平力に対する変形は、Fig.5.7左のような脚部接合部の回転と右のような曲げおよびせん断による面内変形とに分けることができる。

Fig.5.8に実測された見かけの変形角 (γ) に対する接合部変形角 (θ) の割合と载荷サイクルの関係を示した。接合部変形角の割合 (θ/γ) には各サイクルの新規変形領域のうち、値の安定している部分の平均値を用いた。

1/100rad程度までの弾性範囲内では、CLTパネル自身の曲げ・せん断変形である面内変形と脚部接合部の変形割合がほぼ同量で50%程度であり、それ以降、1/30rad程度まで変形が進むと、接合部の変形の割合が卓越して大きくなった試験体が多い。

CLTの面内変形成分については弾性変形である一方、接合部は降伏し、変形が進展した。以上のように特に弾性変形域を解析する際には、CLTパネルの変形を加味する必要性が示唆された。

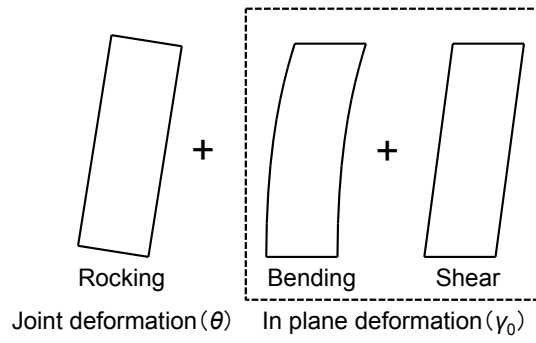


Fig.5.7 Definitions of the symbols for the analysis of the deformation of the CLT shear wall.
Notes: Joint deformation (θ) is the different variable values with the grain angle (θ) on the chapter.2, 3, and 4.

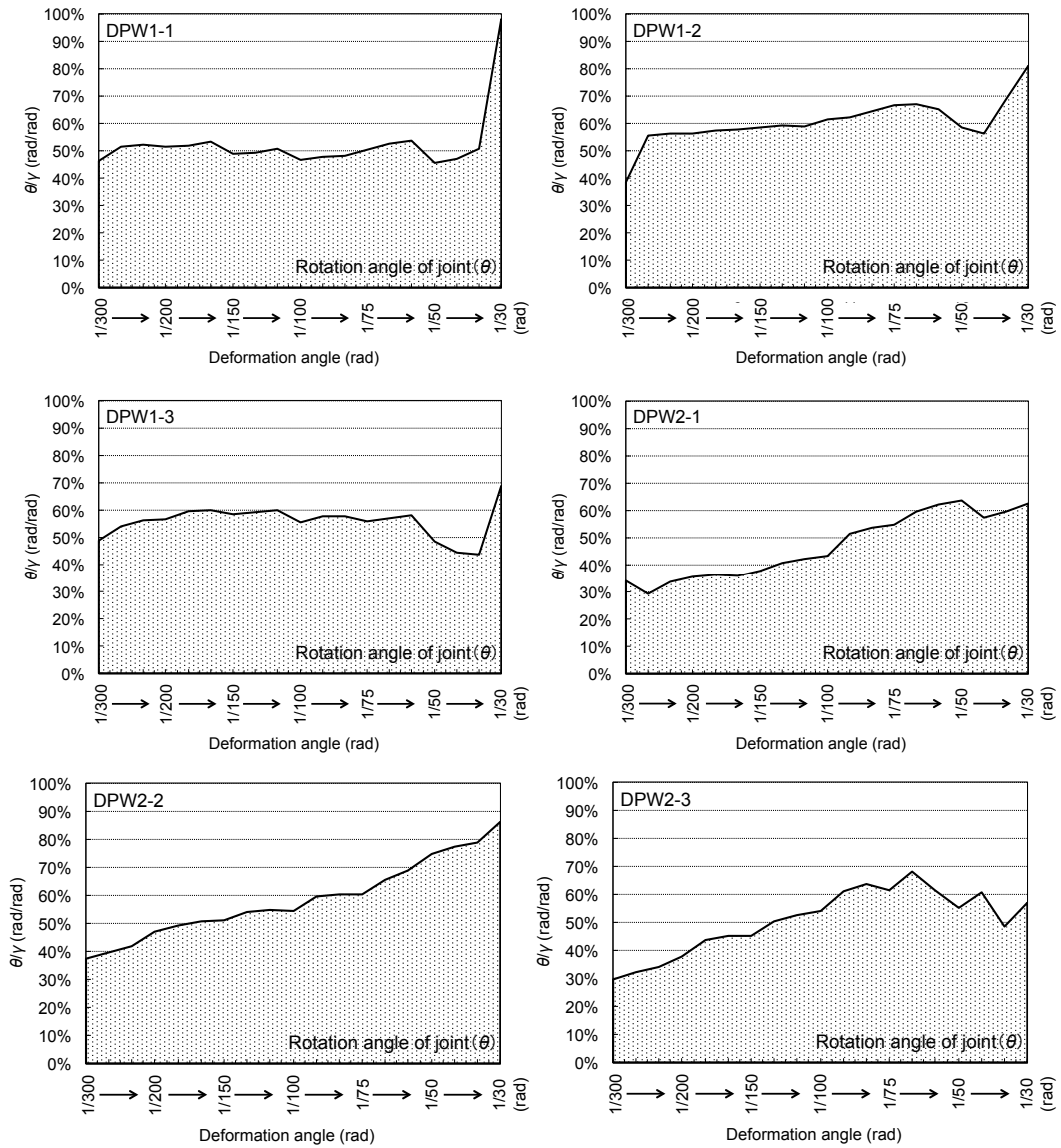


Fig.5.8 Analysis of the deformation of the CLT shear wall.

5.3.3.3 CLTの面内曲げせん断変形

CLT面材の見かけのせん断弾性係数 (G) , 曲げ弾性係数 (E) を以下のように求めた。
これらの値はCLTが見かけの厚さ ($t=150\text{mm}$) の一様な部材であると仮定した。

変位および荷重が0に近い変形領域では, 荷重と変位の関係が安定しなかったため, 各載荷サイクルのうち, 荷重が20kN以上の領域を荷重と変位の関係が安定する領域の荷重と変形を用いて, Table.5-5の値を求めた。

$$G = \frac{\Delta P}{\Delta \gamma} \frac{1}{Bt} \quad \dots(82)$$

$$\gamma_s = \frac{\sqrt{2}\delta_5}{b} \quad \dots(83)$$

$$E = \frac{\Delta P}{\Delta \delta_s} \frac{H^3}{3I} \quad \dots(84)$$

$$I = \frac{0.6tB^3}{12} \quad \dots(85)$$

$$\delta_b = (\gamma_0 - \gamma_s)H \quad \dots(86)$$

ここで,

- ΔP 実測値の荷重増分実測値 (N)
- δ_5 実測値の変位計#5 (Fig.5.9) の変位増分実測値 (mm)
- H 試験体高さ (mm)
- B 試験体幅 (mm)
- t 試験体厚さ (mm)
- γ_s せん断変形角 (rad)
- b 変位計#5の支点間距離の鉛直および水平方向成分 (mm)
- I 平行層のみの断面二次モーメント (mm^4)
- δ'_b せん断を含む曲げたわみ (mm)
- δ_b 曲げたわみ (mm)

である。得られたせん断剛性は, 木材単体のせん断剛性⁶³⁾よりも高い。交互接着積層によってせん断剛性が上昇したのと考えられる。

ここで E_0 は, ラミナの曲げ弾性係数 (N/mm^2) である。L60では E_0 は6MPa程度と考えられるため, G は $1/10E_0$ 程度となった。曲げ弾性係数 (E) は曲げ応力に対して, 繊維方向の層のみが働くと仮定した理論値 $3/5E_0=3600$ (N/mm^2) と比較して, やや低い値を示した。

Table.5.2の G 、 E の平均値と式(79),(81),(82)を用い、曲げのみによる変形角 (δ_b/H) とせん断変形角 (γ_s) の比を求めると14.3:1となった。このように、曲げ変形を含む見かけのせん断変形角 (γ_0) のうち、大部分は曲げ変形成分が占めた。

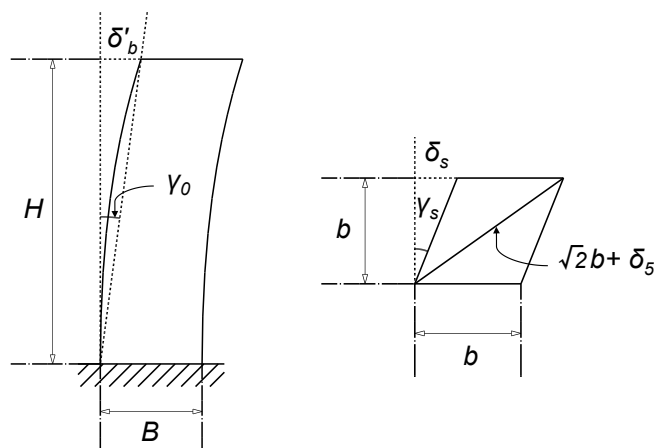


Fig.5.9 Definitions of the symbols for the Eq.(82) to Eq.(86)

Legends: δ_5 : Displacement which measured by transducer #5 in Fig.5.4.

Table.5.2 Characteristic values of CLT

Legends: G : Shear elastic modulus, E : Young's modulus.

試験体名		DPW2				
		2-1	2-2	2-3	C.V.	Ave.
せん断弾性係数	G N/mm ²	724	769	491	23%	661
曲げ弾性係数	E N/mm ²	2697	2268	2906	12%	2624

5.3.3.4 脚部接合部の回転中立軸

変位計#3および#4から接合部回転の中立軸位置を定めた。Fig.5.9に回転中立軸の定義を示す。求めた回転中立軸のうち、各载荷サイクルの新規変形領域の安定している部分の平均値を黒点で示した (Fig.5.10)。

一部乱れているものもあるが、回転中立軸は、はじめ試験体中央からやや圧縮側に100 mm程度に位置し、変形がすすむにつれて概ね漸増している (Fig.5.11)。破壊が生じ始める1/50,1/30rad程度ではほぼ試験体の圧縮側端部に回転の中立軸が移動した。木部にはほとんど圧縮変形は見られず、回転の中立軸が壁体端部に位置した。DPW1-3,2-1,2-3試験体に見られた、1/75で中立軸が中心近くに戻る現象は繰返载荷による影響とみられ、両脚部の接合部に降伏が始まり、試験体全体が徐々に上方へとずれ、再び鋼板との接触が切れたためと考えられる。

以上のようにばらつきは大きいものの、回転の中立軸は、おおよそ中央近傍に位置していることがわかる。

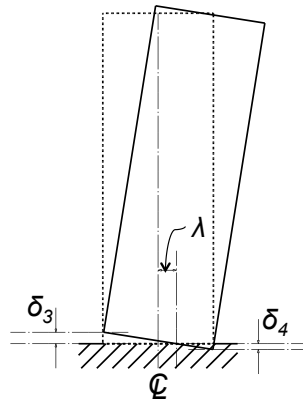


Fig.5.10 Definition of the natural axis of the joint rotation (λ).

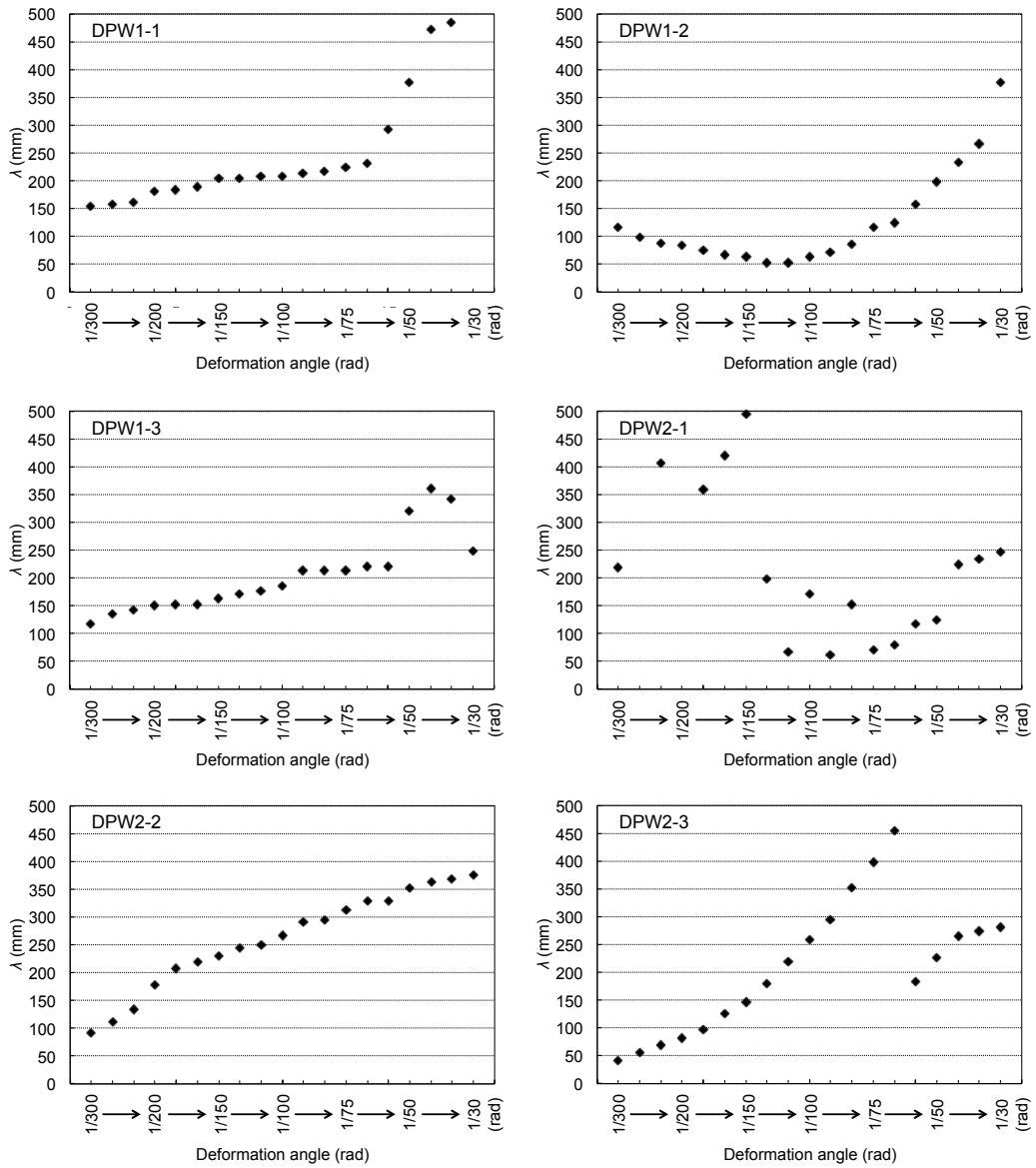


Fig.5.11 The natural axis of the joint rotation (λ) on the each peak of the step.

5.3.3.5 接合部の破壊の様子

Fig.5.12からFig.5.14に各試験体の引張り側接合部近傍での破壊の様子を示す。

基本形試験体（DPW1）では主に最外端部に位置するドリフトピンからの割裂破壊，また，一列目のドリフトピンと二列目のドリフトピンの間での割裂，せん断破壊が見られた。試験後の接合部を解体して観察すると，曲げ降伏を生じて終局状態まで抵抗していたドリフトピンは二列目の内部側の列のみであった（Fig.5.12）。つまり，すべてのドリフトピンが最大変形時まで十分に性能を発揮しているとは言えず，接合具配置に改善の余地が見られた。



Fig.5.12 Failures (DPW1)

Fig.5.13にDPW2-1試験体の破壊の様子を示す。ドリフトピン上段に集合型せん断による破壊を生じた。直交層の横引張破壊や接着層近傍の割裂または剪断破壊が生じた。



Fig.5.13 Failures (DPW2-1)

Fig.5.14にDPW2-2試験体の破壊の様子を示す。試験終了後も鋼板と木部の間に隙間が生じており、試験体全体の上方向への変形が残留した。この条件では集合型せん断破壊は観察されなかった一方、直交層の横引張破壊が生じた後、内部が発生した。その後、外部側の直交層と平行層の接着面近傍においてもせん断破壊が生じ、ドリフトピンの端距離が小さく、終局時には直交層全体の端抜けが見られた。



Fig.5.14 Failures (DPW2-2)

Fig.5.15にDPW2-3試験体の破壊の様子を示す。1/30radまで引張側となった接合部近傍では最外端部に位置するドリフトピンを支持する直交層に横引張破壊が観察された (Fig.5.15 左)。このことから、ドリフトピンの変形により横引張破壊が先行して生じ、その後、直交層の木破を伴う、接着面近傍の破断が生じたことが推察された。終局時に引張側であった接合部近傍では平行層の割裂破壊、直交層の横引張破壊、ならびに接着面でのせん断破壊が見られた。接着総近傍の破断は、変形の増大とともに直交層内部方向へも進展した (Fig.5.15中央および右)。



Fig.5.15 Failures (DPW2-3)

以上のようにパラメータによって異なる変形，破壊の性状を示した。ドリフトピンが複数本の場合の挙動については，ここでは扱っていないが，今後検討の必要があることがわかった。

5.4 骨組解析のためのCLT耐力壁のモデル化

5.4.1 解析の概要

水平力により耐力壁脚部を構成するドリフトピン群は，せん断力と，回転モーメントを受けることが分かった。CLTと接合金物が，十分に接触している場合は，回転モーメントが支配的となると考えられるが，実験からそれが不十分であることが推察された。

この接合部変形に部材の曲げ，せん断変形を加えることで，耐力壁の水平せん断抵抗性能が予測可能であると考えられる。ただし，CLT脚部ではこれら回転変形やせん断力により，それぞれのドリフトピンの負担する荷重方向が一定でないことに注意を払う必要がある。ここでは，耐力壁の荷重—変形角関係を曲げとせん断の変形成分を持つはり要素とCLT-ドリフトピン接合部の引張性能を模したばね要素を用いたモデルの増分解析により推定した。

5.4.2 解析モデル

Fig.5.16に荷重-変形角性能の推定に用いた解析モデルを示す。

実験より得られた知見を元に，CLTは曲げ弾性剛性 (E, I) とせん断剛性 (G, A) をもつはり要素でモデル化した。

鉛直方向に並ぶ1本ないし 2本のドリフトピンは1つのばね要素ととらえ、剛なはり要素と固定端の間に配置した。CLTを模したはり要素と、接合部のばね要素のとりつく剛な水平はり要素の間は剛接とした。

解析において、はりは弾性型、接合部ばね要素はバイリニアモデル型の荷重変位関係を仮定した。接合部ばねは直交2方向に配置し、剛性および降伏荷重には3章の接合部実験結果を用いた。Table.5-7に解析に用いた諸特性値を示す。

増分解析には汎用構造解析ソフトSNAP Ver.5^{6,61)}を用い、CLTはりの頂部に水平方向へ単調変位増分 ($\Delta\delta$) を与えた。水平力により圧縮を受ける側の脚部の木材の 圧縮ばね (k_c) は三宅ら⁶²⁾による方法に準じ、弾性とし $k_c=200\text{kN/mm}$ と仮定した。圧縮ばね (k_c) は1つのばねで代表させ、試験体端部に 圧縮ばね (k_c) のあるものとないものの2種類のモデルを解析した。

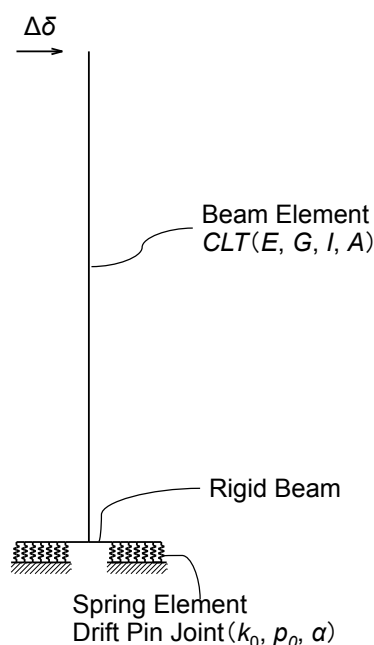


Fig.5.16 frame model for the CLT shear wall

Legends: Beam: CLT wall, Springs: drift pin connections.

Table.5.3 Characteristic values for the analysis.

E	G	t	k_0	p_0	α
(N/mm ²)	(N/mm ²)	(mm)	k(kN/mm)	(kN)	-
2772	661	150	15.4	26.8	0.096

5.4.3 結果と考察

Fig.5.17に解析によって得られた荷重 (P) -変形角 (γ) 関係と実測値を合わせて示す。圧縮ばね (k_c) のないものについて、降伏が開始した後の剛性が徐々に低下を示す領域で

は、すべてのドリフトピンが十分な変形性能を示さなかったDPW1およびDPW2-1では実測値は解析の下側に位置したが、初期剛性 (K) および降伏荷重 (P_y) はおおむね実測値と良い整合性を示した。

試験終了後すべてのドリフトピンに十分な変形が見られたDPW2-2およびDPW2-3では実験結果は圧縮ばね (k_c) のあるものとないものの両解析値の間に位置した。

一方、二次剛性については圧縮ばね (k_c) のあるものと良い整合性が見られた。

これは、実測値にも見られた、弾性範囲内において木部と接合金物の密着が不十分であったことに加え、接合部が塑性域に達した後も、試験体が上方へ移動することにより、回転の中心が再び試験体中央へと移ったことなどから生じたものと考えられる。また圧縮ばねの取り扱いについては今後の検討が必要である。

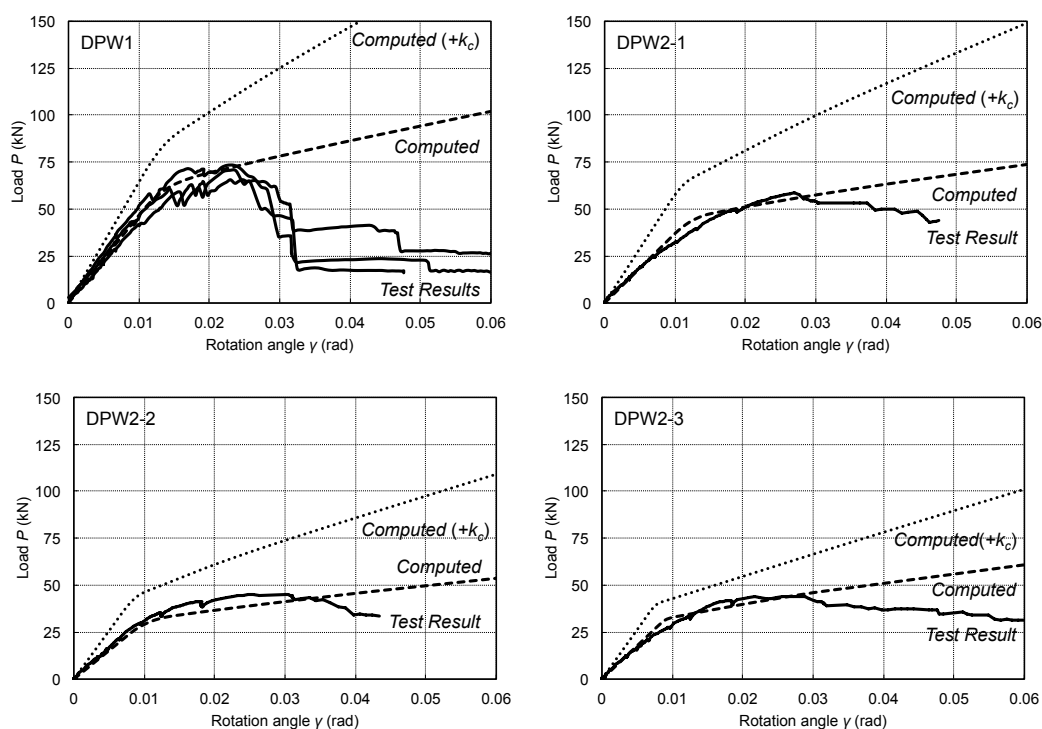


Fig.5.17 Load deformation angle (P - γ) relationships.

Legends: Rigid line: envelop curves of the test results. Dashed line: Computed results. Dotted line: Computed results. Compression spring ($k_c=200\text{kN/mm}$)⁶²⁾ were added at the right bottom edge of the shear wall model.

5.5 まとめ

5.5.1 CLT耐力壁性能について

脚部に鋼板挿入ドリフトピン接合を用いたCLT耐力壁の水平載荷実験および増分解析を行い、面内性能及および接合性能の検討を行った。

- ① 脚部接合部の変形に対して、曲げやせん断によるCLT耐力壁の面内変形の占める割合は大きい。とくに P - γ が弾性範囲内においては著しく大きい。
- ② CLTの面内曲げ弾性係数は平行層のみを考慮することでおおよそ推定できる。
- ③ せん断弾性係数はラミナの曲げ弾性係数 E_0 の1/10程度となった。
- ④ 鋼板挿入ドリフトピン接合の弾性変形においては木部と鋼板の接触が十分でないことから、回転の中立軸はほぼ試験体の中央に位置する。
- ⑤ 本試験に用いた鋼板挿入ドリフトピン接合によるCLT耐力壁は接合部近傍での、集合型せん断破壊、直交層の横引っ張り破壊、直交層境界におけるクラック進展による直交層の端抜け破壊により終局を迎えた。
- ⑥ CLTをはりに置換するモデルを用いた増分解析を行い、実測値と良い整合性を得た。とくに耐力壁の回転の中立軸が、中央へ位置する、木部圧縮ばねの無いモデルにおいて、荷重変位角関係を良く推定した。

本試験条件における解析と実験結果を総合し、CLT耐力壁における、曲げ、せん断性能の考慮の必要性が示された。一方、今回の試験状況と実際に想定される使用状況との間には、鉛直荷重の有無や、隣り合った壁との接合の有無等、耐力壁として性能を発揮する際の応力状態に相違があると予想され、今後の検討が期待される。

5.5.2 耐力壁の水平せん断性能の評価法について

面内変形が支配的な格子耐力壁については、変形要素を積み上げる方法で、力学モデルによる、水平せん断性能の誘導を行った。一方、接合部変形が支配的な非線形挙動を示すCLT耐力壁について、骨組モデルによる増分解析により、水平せん断性能の追跡を行った。両者とも実験結果と良い整合性を示したが、骨組モデルによる解析については、その有用性が示されるとともに、せん断力や圧縮力の取り扱いに課題が見られた。

第6章 CLT接合部のはりとはねによるモデルを応用した鋼管貫接合部の剛性、降伏荷重の推定

6.1 はじめに

6.1.1 概要

これまでの章で、はりとはねのモデルを用い、CLT接合部や耐力壁をモデル化した。本章では、鋼管を貫として用いた貫接合部と、格子壁の初期剛性と、降伏モーメントをはりとはねのモデルを応用して推定し、実験によって検証した⁶³⁾。理論において、貫材の鋼管の横圧縮剛性と強度が木材と比べて大きいため、柱材の縦圧縮も考慮に入れて誘導した。鋼管の横圧縮剛性と強度については、鋼管の部分横圧縮実験と、二次元FEMモデルによる応力解析を組み合わせ、式を推定した。

6.1.2 接合の概要

Fig.6.2に鋼管による貫の概要を示す。貫接合部はくさび等を用いない代わりに、鋼管を面外方向から圧縮する。鋼管を塑性変形させることで、鋼管と丸太の間の初期あそびが低減させた。

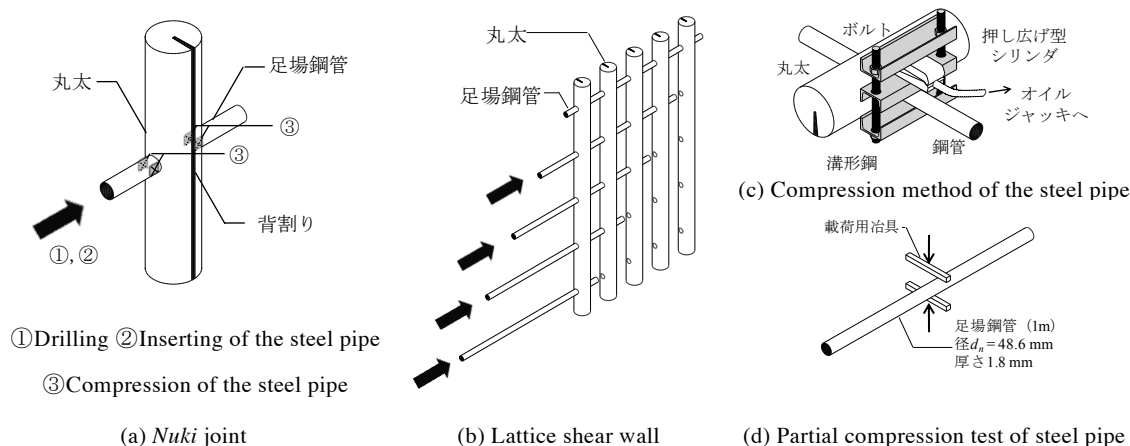


Fig.6.2 The concept of the Nuki joint with steel tube.

6.2 貫接合部と格子壁の力学モデル

6.2.1 材料定数

6.2.1.1 材料特性値

力学モデルに使用する材料特性値をTable.5.4に示す。部分横圧縮を受ける鋼管のふるまいは大変形を伴う問題であり一般的な理論解は得られていないため、単位面積あたりの剛性 k_{pp} と降伏荷重 f_p は、実験と解析を併用し、以下のように求めた。

Table.6.1 Material properties for the analysis of the steel tube *nuki* joint shear wall.

			value
Young's modulus of <i>kitayama</i> log	E_w	(N/mm ²)	9100
Vertical compression stiffness of timber per unit area	k_s	(N/mm/mm ²)	11
Embedment strength of timber	f_w	(N/mm ²)	20
Young's modulus of steel	E_s	(N/mm ²)	2E+05
bending strength of steel	F_s	(N/mm ²)	480
partial vertical compression stiffness of steel pipe per unit area	k_{pp}	(N/mm/mm ²)	-
partial vertical compression yield strength of steel pipe per unit area	f_p	(N/mm ²)	-
Friction coefficient between steel and timber	μ	-	0

*木材のヤング係数 E_w は縦振動法⁶⁵⁾により計測した丸太の動的ヤング係数。木材の単位面積当たりの縦圧縮剛性 k_s は円形断面接合具に関する面圧応力の基準式⁶⁾により計算。木材の面圧強度 f_w 、鋼材のヤング係数 E_s には規準値。鋼材の基準強度 F_s は公称値。鋼材と木材の間の摩擦係数 μ は既往の研究⁶⁶⁾の提案値。

6.2.1.2 鋼管の部分横圧縮実験

鋼管の部分横圧縮実験の様子をFig.6.2(d)に示す。試験体は市販の足場鋼管（1m）を用い、加圧部長さ10mm、20mm、50mm、100mmの4条件の部分圧縮実験及び、長さ100mmの全面圧縮試験を行った。パラメータをTable.5.2に示す。試験は各3体、計15体とした。鉛直変位が35mmとなるまで単調載荷し、載荷点位置での荷重及び絶対変位を計測した。

Table.6-2

圧縮形式	部分圧縮				全面圧縮
加圧部長さ L_c	10	20	50	100	100

6.2.1.3 単位長さあたりの剛性

鋼管の部分横圧縮では、木材と同様、余長の効果が見られた。荷重変位関係における初期弾性域から剛性を、その5%オフセット法による実測値との交点から降伏荷重を定め、それらを加圧部長さで除し無次元化したものをFig.6.3に示す。木材と同様に加圧部長さに対して反比例の関係となる傾向が見られた。

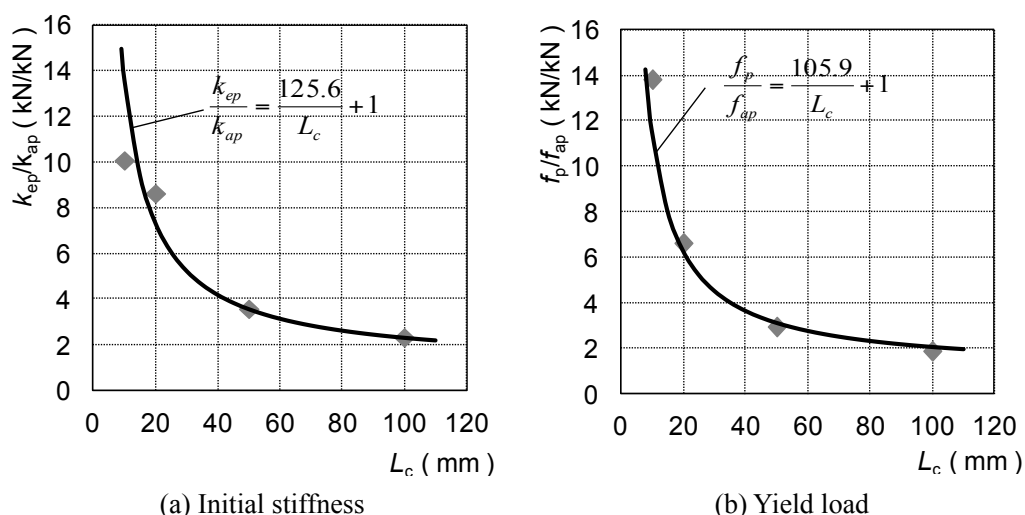


Fig.6.3 Relationship between stiffness, yield load and compression length (L_c) on the partial compression test of the steel tube.

Legends: k_{ep} : stiffness of the partial compression test of the tube, k_{ap} : stiffness of the compression test of the tube. f_p : yield load of the partial compression test of the tube, f_{ap} : yield load of the compression test of the tube. L_c : Compressed length of the tube.

6.2.1.4 部分横圧縮における余長効果を表す係数 C_x

ここで、加圧部の反力は加圧部長さに比例し、非加圧部の変形によって生じる反力は加圧部長さに依らず一定と仮定する。さらに、全面圧縮試験及び部分圧縮試験の結果を用い、この鋼管の余長の効果を定数で表すため、径が48.6mmの鋼管の横圧縮性能について、次のような関係を仮定する。部分圧縮時の剛性ならびに降伏荷重は全面圧縮の C_x+1 倍とすると、それぞれ次式で表される。

$$k_{ep} = (1 + C_x)k_{ap} \quad (87)$$

$$f_p = (1 + C_x)f_{ap} \quad (88)$$

ここで

k_{ep} 部分圧縮の初期剛性 (N/mm/mm)

k_{ap} 全面圧縮の初期剛性 (N/mm/mm)

f_p 部分圧縮の降伏荷重 (N)

f_{ap} 全面圧縮の降伏荷重 (N)

C_x 非加圧部の影響による剛性及び降伏荷重の割増しを表す係数,

である。

C_x は加圧部長さに反比例する (Fig.6.4) ため, 加圧部長さ (L_C) (mm)を用いて次式で表わされる。

$$C_x = \frac{a}{L_C} \quad (89)$$

ここで, 係数 a は, 試験結果の双曲近似曲線より定めた。剛性については係数 $a=125.6$, 降伏荷重について $a=105.9$ とした。

6.2.1.5 荷重条件の違いを補正する係数 β

さらに全面圧縮実験結果についても, 実際の貫接合部では, 荷重が分布するが, 実験は, 集中荷重であった (Fig.6.4(a))。この違いを考慮するため, 貫接合部の回転剛性の計算には k_{cp} (N/mm/mm) を補正する係数 (β) を乗じた。

$$k_{up} = \beta k_{cp} \quad (90)$$

β を決定するため, 軸方向に一定長さを持つ一様部材で作られた鋼管断面の単純支持円モデルについて, 汎用構造解析ソフト SNAP ver.5を用いた解析を行った。積分値が等しくなるよう仮定した放物線分布荷重 (q) と中央集中荷重 P の二条件について解析を行い, それぞれの中央点の鉛直方向の剛性 (k_{c1}) 及び (k_{c2}) を求めそれらの比 $k_{c1}/k_{c2}=3.167$ を β と定めた。単位面積あたりの表記に揃えるため単位長さあたりの部分横圧縮剛性 (k_{up}) を鋼管径 (d_n) (mm) で除し, 単位面積あたりの部分横圧縮剛性 (k_{pp}) (N/mm/mm²) を得た。

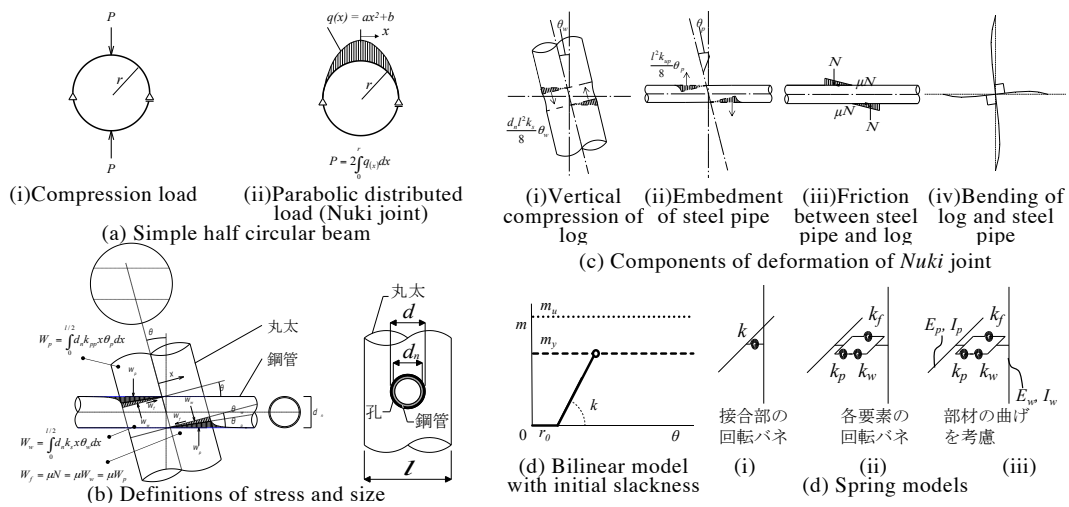


Fig.6.4 Mechanical modes for the steel pipe nuki joint.

6.2.2 力学モデル

6.2.2.1 貫接合部の回転抵抗における変形角の定義

Fig.6.4(b)にFig.6.3の貫接合部を横から見た図を示す。この接合部も通常の貫と同様、回転に対してモーメント抵抗する。接合部変形角 (θ) (rad)は木部の縦圧縮による変形角を θ_w (rad)、鋼管の部分横圧縮による変形角を θ_p (rad)とすると、次式の関係となる。

$$\theta = \theta_w + \theta_p \quad (91)$$

なお、ここでは θ に初期あそび角 r_0 (3.5節にて定義) は含まないものとする。木部(Fig. 6.4(c)(i))と鋼管部(Fig.6.4(c)(ii))の回転剛比から、各要素の回転剛性 (k_w , k_p) を用いて θ_w , θ_p は次式で表わされる。

$$\theta_w = \frac{k_p}{k_w + k_p} \theta \quad (92)$$

$$\theta_p = \frac{k_w}{k_w + k_p} \theta \quad (93)$$

6.2.2.2 初期回転剛性

接合部の各ばね要素は、Fig.6.4(d)の回転ばねのように、並列または直列の関係である。

$$k = \frac{1}{\frac{1}{k_w} + \frac{1}{k_p}} + k_f \quad (94)$$

Fig.6.4(c)(i)の木部の縦圧縮による回転剛性 k_w (Nmm/rad) は貫接合部まわりのモーメント m_w (Nmm)を用いて次式で表わされる。

$$m_w = 2 \int_0^{\frac{l}{2}} d_n k_s x^2 \theta_w dx = \frac{1}{12} d_n l^3 k_s \theta_w \quad (95)$$

$$k_w = \frac{m_w}{\theta_w} = \frac{d_n k_s l^3}{12} \quad (96)$$

ここで l は丸太径 (mm) であり、鋼管の鉛直投影面積 ($d_n l$) に亘って、木部に三角形状の応力分布及び変位分布が生じると仮定した。

Fig.6.4(c)(ii)の鋼管の部分横圧縮による回転剛性 k_p (Nmm/rad) についても木材の場合と同様に、鋼管に三角形状の応力分布が生じると仮定すると次式で表される。

$$m_p = 2 \int_0^{\frac{l}{2}} d_n k_{pp} x^2 \theta_p dx = \frac{1}{12} d_n l^3 k_{pp} \theta_p \quad (97)$$

$$k_p = \frac{m_p}{\theta_p} = \frac{d_n k_{pp} l^3}{12} \quad (98)$$

Fig.6.4(c)(iii)の鋼管と丸太の間の摩擦による初期剛性 (k_f) (Nmm/rad) は回転に伴う面圧力 (N) と摩擦係数 (μ) を用いて次式で表わされる。

$$N = \int_0^{\frac{l}{2}} d_n \frac{k_s k_{pp}}{k_s + k_{pp}} x \theta dx = \frac{1}{8} d_n l^2 \frac{k_s k_{pp}}{k_s + k_{pp}} \theta \quad (99)$$

$$m_f = \mu N d_f = \frac{1}{8} d_n^2 l^2 \frac{k_s k_{pp}}{k_s + k_{pp}} \mu \theta \quad (100)$$

$$k_f = \frac{1}{8} d_n^2 l^2 \frac{k_s k_{pp}}{k_s + k_{pp}} \mu \quad (101)$$

N は k_s と k_{pp} よりなる単位直列ばねの剛性より求めた。なお、貫接合部に生じる摩擦偶力間の距離 (d_f) は鋼管の径 (d_n) と仮定した。式(68), (70), (72), (74)より 接合部回転剛性 (k) は次式で表わされる。

$$k = \frac{k_s k_{pp}}{k_s + k_{pp}} \left(\frac{d_n l}{2} \right)^2 \left(\frac{1}{3} \frac{1}{d_n} + \frac{\mu}{2} \right) \quad (102)$$

6.2.2.3 降伏モーメント

降伏変形角 (θ_y) は木材と鋼管に生じる降伏のうち、先行して生じる方によって決定した。

$$\theta_y = \min(\theta_{wy}, \theta_{py}) \quad (103)$$

$$\theta_{wy} = \frac{k_s + k_{pp}}{k_s k_{pp}} \frac{2}{l} f_w \quad (104)$$

$$\theta_{py} = \frac{k_s + k_{pp}}{k_s k_{pp}} \frac{2}{l} f_p, \quad (105)$$

ここで

θ_{wy} 木部の縦圧縮による降伏変形角 (rad)

θ_{py} 鋼管の部分横圧縮による降伏変形角 (rad)

である。丸太縁での応力が降伏荷重に達した時の変形角を降伏変形角とした。回転剛性 k を乗じることで、降伏モーメント m_y (Nmm) が得られる。

6.2.2.4 終局モーメント

木部の面圧挙動が完全弾塑性だと仮定すれば、終局モーメントは長さ l に渡って木部の全てが基準強度 (f_w) に達した時となる。式(69)の k_{sx} を f_y に置き換えると、終局モーメント $m_u=1.5m_y$ (Nmm) となる。

6.2.2.5 初期あそび角

鋼管が孔縁に接触するまで自由に回転すると仮定すると、鋼管と孔の間の隙間に起因する初期あそび角 (r_0) (rad) は、Fig.7の寸法の定義を用いて次式で定義される。

$$r_0 = \frac{d - d_n}{l} \quad (106)$$

ここで d は丸太孔の径 (mm) である。

6.2.2.6 壁体の性能

壁体の初期あそび角 R_0 (rad) については、一般的な格子壁の条件と異なり、元々孔の径と鋼管径に隙間が存在することから、平均値近くに密集した分布をしている点、及び初期あそび角の大きさが降伏変形角に比べて十分に小さい点を考慮し、各要素の初期あそび角の平均値とし、次式で表わした。

$$R_0 = \frac{\sum_{i=1}^n r_0}{n} \quad (107)$$

ここで n は格子壁に存在する節点の数である。

壁のせん断剛性 K (Nmm/rad) は、接合部の回転剛性 (K) と部材の曲げ剛性 (k_{bp} , k_{bw}) による単位貫接合の剛性 (k'_i) の総和の形で表わされる。

$$K = \frac{\sum_{i=1}^n k'_i}{H} \quad (108)$$

$$k' = \frac{1}{\frac{1}{k} + \frac{1}{k_{bw}} + \frac{1}{k_{bp}}} \quad (109)$$

ここで、

H	壁体の高さ (mm)
k_{bw}	丸太の曲げによる回転剛性 (Nmm/rad) $=6E_p I_p / l_p$
k_{bp}	鋼管の曲げによる回転剛性 (Nmm/rad) $=6E_w I_w / h_p$
l_p	丸太間隔 (mm)
h_p	鋼管間隔 (mm)

である。 k_{bw} 、 k_{bp} は部材の曲げの変曲点で支持された片持ち梁として求めた (Fig.6.4(c) (iv), Fig.6.4(e)(iii))。

壁体の降伏モーメント M_y (Nm) は全節点が降伏したことを意味する節点の降伏モーメント m_y の総和とした。壁の降伏荷重 P_y (N) は次式で表わされる。

$$P_y = \frac{M_y}{H} = \frac{\sum_{i=1}^n m_{yi}}{H} \quad (110)$$

6.3 実験による検証

6.3.1 貫接合部の回転実験

スギ材 (北山丸太, ヤング係数 $E_w=7.4\text{--}11.8\text{ kN/mm}^2$ (計測値), 径 $l=89\text{--}143\text{ mm}$, 含水率 $9.6\text{--}5.4\%$, 密度 $350\text{--}440\text{ kg/m}^3$) を柱材として使用し, 長さ 1 m の市販の足場鋼管 (径 $d_n=48.6\text{ mm}$, 厚さ 1.8 mm , 基準強度 $F_s=480\text{ N/mm}^2$ 以上 (公称値)) を貫材として使用した。パラメータは丸太径及び鋼管の圧着の有無とし, 試験はそれぞれ10体ずつ行った。

貫接合部の回転試験装置をFig.6.5(a)に示す。柱の上下端, 貫の左右端をボルトによるピン固定とし (Fig.6.5(a)黒点), 試験体上部に繰返し水平力を作用させた。貫の左右端は貫接合部と同一変位とするため, 治具によりピン固定した。

見かけのせん断変形角が $1/300$, $1/200$, $1/150$, $1/100$, $1/75$, $1/50$, $1/30$, $1/15$, $1/10$ (rad) の場合について各サイクル1回ずつの正負繰返し载荷を行った。繰返し後, 試験機のストロークの限界 (約 $1/8\text{ rad}$) まで载荷した。

回転による接合部の抵抗モーメント m と回転変形角 θ は2ロードセルと2つの変位計の計測値から求めた。テーパーゲージにより試験前の丸太と鋼管の間の隙間を計測した。試験結果より, 最大荷重の10%, 40%の時の実測値を結んだ直線から回転剛性を求め, 弾性比例限度から降伏モーメントを求めた。

6.3.2 壁実験

Fig.6.5(b)試験の様子を示す。パラメータは鋼管の圧着の有無とし, 試験はそれぞれ3体ずつ行った。計測の対象は, 壁体内部ののせん断変形性能のみであるため, 柱の引抜け等

の影響は除外した。柱の上下端はピン支持とし、鋼製の冶具で柱間を連結することにより、それぞれの柱頭に均等に水平力を作用させた。

見かけのせん断変形角が $1/300$, $1/200$, $1/150$, $1/100$, $1/75$, $1/50$, $1/30$, $1/15$ (rad) の場合について各サイクル3回ずつの正負繰返し载荷を行った。繰返し後、ジャッキのストロークの限界 (約 $1/10\text{rad}$) まで载荷した。

水平荷重 P と真のせん断変形角 (R) をロードセルと4つ変位計から求めた。テーパゲージにより試験前の丸太と鋼管の間の隙間を計測した。

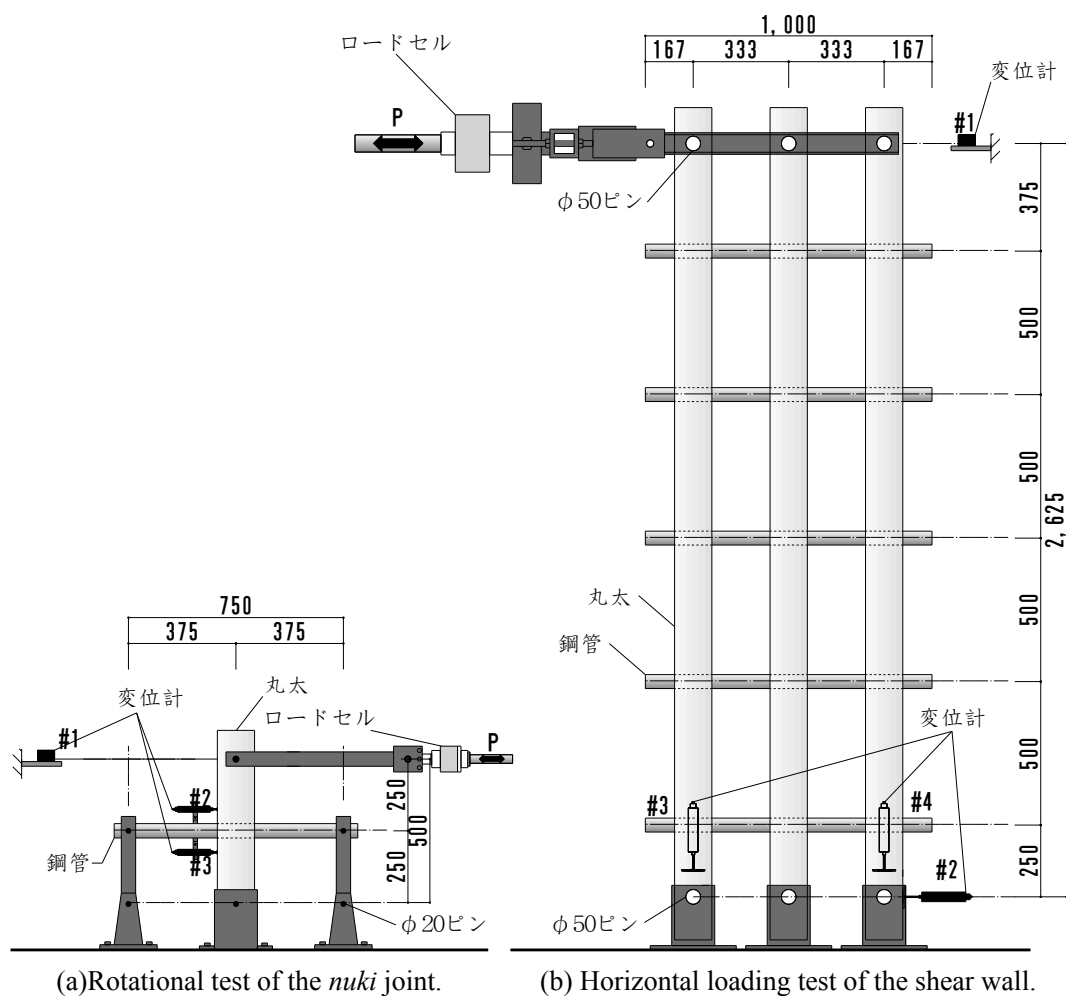


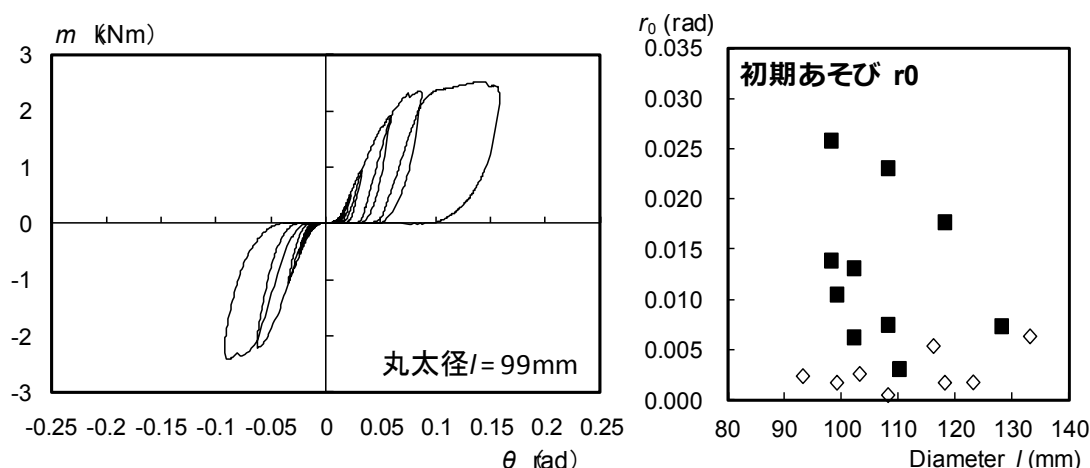
Fig.6.5 Test apparatuses of the *nuki* joint and shear wall.

6.3.3 接合部実験の結果と考察

Fig.6.6～5-8に試験よりそれぞれのパラメータのモーメント変形角 ($M-\theta$) 関係の例と初期あそびの実測値, 各特性値と計算値との比較を示す。

Fig.6.9から、面外方向からの鋼管の圧縮に初期あそび角 r_0 の低減効果があったことがわかる。Fig.6.8では、初期剛性は実測値と推定値のいずれも、丸太径が増加するにつれて剛性が上がる傾向が見られた。また、実測値がやや計算値を上回る安全側の評価となった。

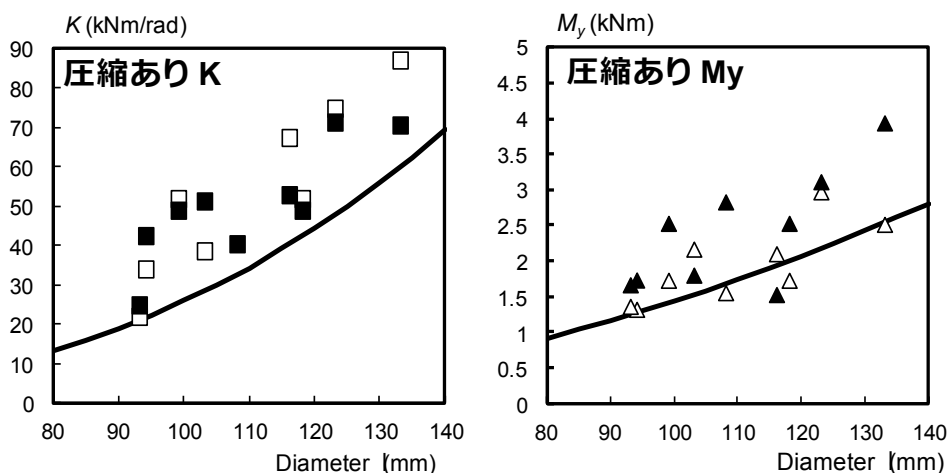
降伏モーメントは、実測値、計算値共に、丸太径が増加するにつれて大きくなる傾向が見られた。実験では降伏は木部が先行し、木部の降伏変形が進むにつれ、鋼管の降伏が遅れて生じる様子が観察された。計算値も木部の降伏が先行し、実験結果との整合性が見られた。最大荷重と丸太径についても正の相関関係が見られた。



Left: Fig.6.6 Example of the Moment-rotational angle($m-\theta$) curves of the *nuki* joint.

Right: Fig.6.7 Reduction of the initial slackness caused of the compression method.

Legends: ■:initial slackness without compression method, ◇:Initial slackness with compression method.



(a) Initial stiffness

(b) Yield moment.

Fig.6.8 Example of the test result and calculated characteristic values.

Legends: Rigid line: Calculated initial stiffness(k) and yield moment(m_y) on Chap.6.2.2.

\square, \triangle : values obtained from the first quadrant of the m - θ relationships. $\blacksquare, \blacktriangle$: values obtained from the third quadrant of the m - θ relationships.
Notes: with compression method.

6.3.4 壁実験の結果と考察

Fig.6.10に実験結果の荷重変位関係と計算値を、Table.5-3に特性値を、Fig.6.11に実験後の試験体の様子を示す。

面内変形性能に着目すると、実験終了まで $0.8P_{\max}$ を下回る様な大きな荷重低下は示さなかった。試験体も最終サイクル時には、貫孔縁からの横引張力に起因する割裂の進展が見られた。しかし、割裂は丸太を半分に割り裂く破壊には至らず、丸太は鋼管を支持し続けた。

初期剛性は、実測値が計算値をやや上回ったが、おおよそ適合性がみられた。降伏荷重は実測値が計算値をやや下回った。終局荷重は降伏荷重の約1.44倍となり、計算値と概ね一致した。初期あそび角に関しては圧着前後で $1/100$ rad弱からほぼ0となり、実用面で初期剛性を高めるために非常に有効であることがわかった。Fig.6.11に示すように、丸太には、しなるような曲げ変形が見られた。

Table.6.3 Characteristic values.

	Soecimen name	P_{\max}	P_y		K		$R_0 \times 10^3$		$\theta_y \times 10^3$	
		(kN)	(kN)		(kN/rad)		(rad)		(rad)	
			+	-	+	-	+	-	+	-
Without compression	SXW1	12.6	9.4	8.01	215.0	250.1	6.5	8.4	55.1	51.2
	SXW2	12.7	10.9	8.3	179.7	223.6	6.1	9.2	70.5	51.8
	SXW3	12.3	8.5	8.8	241.9	233.4	14.9	9.4	54.9	51.1
	Average	12.5	9.6	8.4	212.2	237.9	9.2	9.0	60.2	12.4
	C.V.	2%	13%	5%	15%	6%	-	-	15%	5%
With compression	SXP1	12.4	10.9	8.6	212.7	233.4	1.5	3.8	60.3	43.2
	SXP2	15.4	10.6	11.1	185.7	332.6	-2.6	7.1	58.7	44.3
	SXP3	15.4	10.4	10.2	220.5	296.0	-0.6	4.3	49.2	41.4
	Average	14.4	10.6	10.0	206.3	287.3	-0.6	5.1	56.1	8.2
	C.V.	12%	2%	13%	9%	17%	-	-	11%	22%

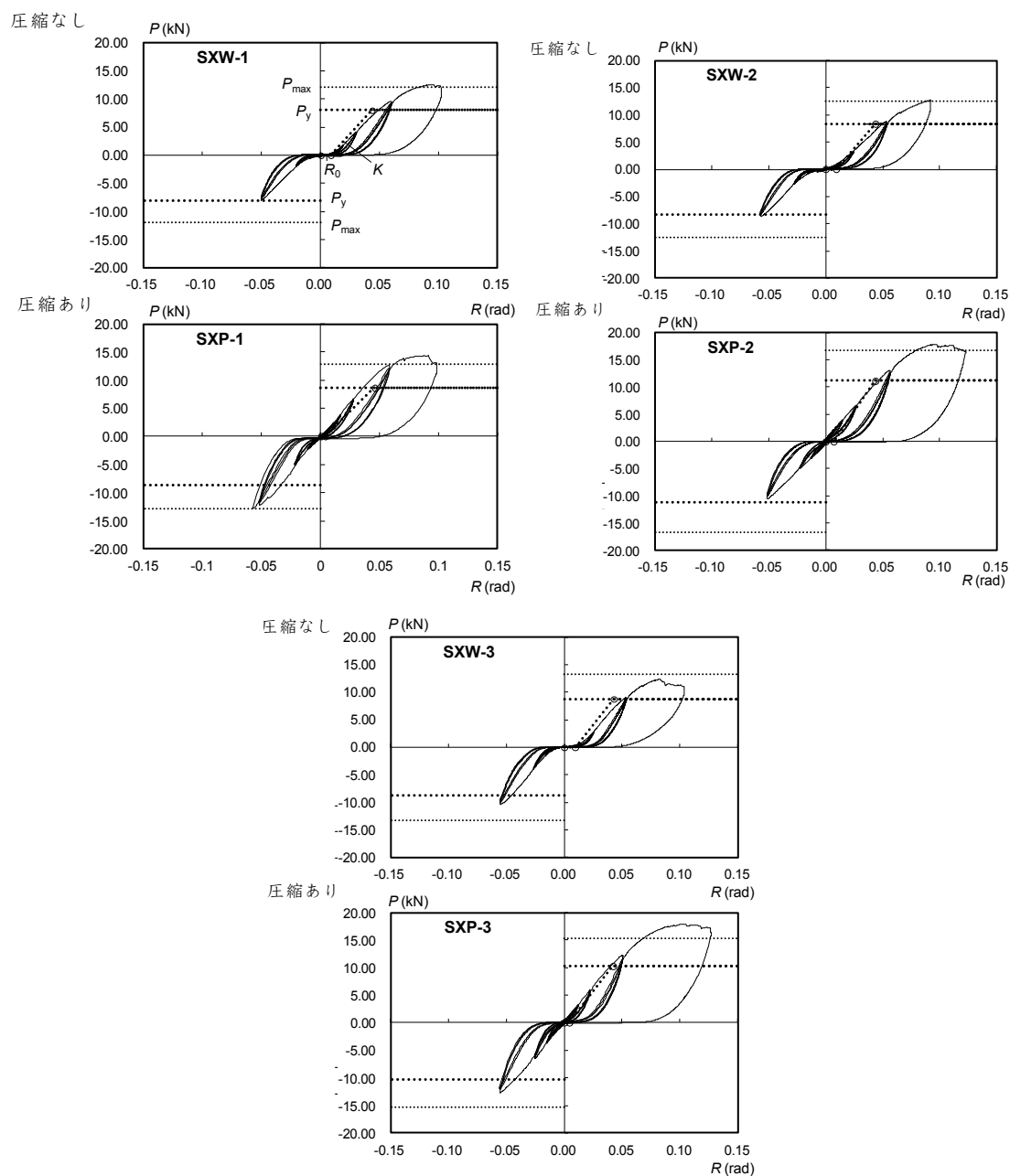


Fig.6.10 Moment-deformation angle relationships of the shear wall test.

Legends: Rigid line: Test results. Dashed line: Estimated initial stiffness (K) and yield moment (M_y). Dotted line: Estimated ultimate moment (M_u).

6.4 まとめ

丸太を柱，鋼管を貫として用いた格子壁接合部と耐力壁の剛性，降伏荷重の誘導と実大実験を行った。提案した格子壁は丸太と鋼管による仮設構造物に，実際に用いられた。接合開発では，施工が平易となるよう，貫穴をドリルによってあけられる円形とする，くさびを用いず，鋼管を横から圧縮してあそびを低減させた。

貫としての鋼管の横圧縮特性が不明であったため、実験と二次元有限要素解析を組み合わせ、剛性と降伏強度を、単位長さあたりの表現で求めた。この鋼管の横圧縮、木材の縦圧縮、鋼管と木材の摩擦、鋼管と木材の曲げを基本とし、要素の材料特性から、格子壁の水平せん断性能を誘導した。

貫接合部実験では、推定値と実測値が良く一致し、鋼管の圧縮による初期あそびの低減効果も大きかった。壁実験でも、推定値、初期あそびとも同様の傾向を示した。

第7章 結論

本論文はCLT接合部の力学特性を評価することを目的として、接合部評価のための基礎的性能、接合性能、応用の三つの事項に分けて説明してきた。

第2章では基礎的性能として、CLTの面圧強度と端部せん断強度の繊維角度依存性をHankinson式を応用した理論によって評価した。

CLTの面圧強度 (σ_{CLT}) と繊維角度 (θ) の関係は、各層が独立してはたらくという仮定のもと、Hankinson式によって求められた理論式で、おおむね推定できた。求められた理論式から、CLTの面圧強度が最小となる角度 (θ_{min}) が、 $\theta=0$ のときの材厚さに対する繊維平行方向のラミナ厚さの割合を表す係数 (β) の関係式で表され、CLTとして想定される β の範囲において、 θ_{min} は β の一次近似式で表された。 $\beta=0.4-0.5$ 付近では、 θ_{min} は $40^{\circ}-50^{\circ}$ となり、面圧強度の最大値と最小値の差は8割程度、繊維角度にわたった平均値は繊維平行方向の面圧強度 (σ_0) の7割程度となった。このように面圧強度の繊維角度依存性は、通常の木材と比べ小さくなった。

第3章と第4章では、それぞれ、CLTの鋼板挿入ドリフトピン接合部と鋼板添え板木ねじ接合部を対象とし、接合性能を検討した。

第3章では、鋼板挿入ドリフトピン接合部の荷重変位関係を二次元有限要素解析で推定し、実験によって検証した。加えて、降伏荷重をEYT式によって推定した。荷重変位関係の解析値の傾向は実測値と概ね一致した。本論文で使用したような等厚CLTでは、強度および剛性の繊維角度依存性は小さくなった。EYTによる降伏荷重の推定値は、おおむね実験値の降伏荷重の推定値と一致した。接合部の終局破壊は、縁距離や端距離が小さい場合、割裂破壊や、ドリフトピン直下の端抜け破壊ではなく、接着面近傍のせん断破壊と横引張破壊であった。これにより直交層が脱落するような破壊が見られた。また、端距離や縁距離が $7d$ 程度と十分に大きい場合は、接合部近傍で破壊は生じず、鋼板挿入のためのスリットからの割裂破壊が見られた。最大荷重と最大変位について、端距離と縁距離の積によって表されるみかけの接着層のせん断面積と相関がある可能性が示唆された。

第4章では、鋼板添え板木ねじ接合部の荷重変形関係を、3章と同様の検討に加え、引拔けを考慮した力学モデルによって推定し、実験によって検証した。木ねじ接合部では、荷重変位関係の大部分を木ねじの引抜き抵抗が占めた。EYTによる降伏荷重では、大きな繊維角度依存性が見られたが、接合部が降伏した後、木ねじがラミナに直交する方向に引抜き抵抗するため、荷重変位関係における繊維角度依存性は小さくなった。

第5章では、第3章で用いた鋼板挿入型ドリフトピン接合による耐力壁の水平せん断性能を、実大実験と二次元有限要素解析によって評価した。これまでの章では、種々の方法によって繊維角度依存性を推定してきた。しかし2から4章のいずれにおいても、その繊維角度依存性は小さかった。そこで第5章では、繊維角度依存性は0とし、接合部は全ての方向

に同じ非線形挙動を示すばねで表されると仮定として解析した。終局状態を除く、2次剛性までの非線形挙動は実測値と解析値で概ね一致した。試験体によっては、大変形時に、接合具の位置と本数によって群せん断破壊が早期に生じ、剛性が低下したため、実測値と解析値間の不一致が見られるものもあった。またCLTの面内曲げ弾性係数およびせん断弾性係数が実験によって得られた。

第6章では、第3章の荷重変位関係のための二次元有限要素解析を、その他の接合部評価に応用した。具体的には鋼管を取り上げ、鋼管が部分圧縮されるとき余長部の効果を解析と実験を組み合わせて評価した。

以上のように、ここでは、曲げ降伏型接合具を用いたCLT接合部を取り扱った。その基礎的性能から、耐力壁の評価までを通して、荷重変位関係の推定と実験による検証を進めた。検討を進める上で、繊維角度依存性に着目し、強度、剛性、降伏荷重、破壊荷重等とCLT最外層の繊維角度との関係を明らかにした。層構成、材料強度、接合具径や接合具強度等がある条件下となる場合には繊維角度依存性を無視できる可能性が示唆された。このことからCLT構造を汎用的な方法で構造解析が実現できる可能性が見いだされた。

参考文献

- [1] [Simon Aicher, H.-W. Reinhardt. Harald Garrecht Editor: Materials and joints in Timber Structure Recent Developments of Technology, Springer. 2013
- [2] 嶋津孝之, 福原安洋, 在永末徳, 松尾 彰, 中山昭夫, 蓼原真一: 建築材料 第2版, 森北出版社, p222, 1995
- [3] 西川孝夫, 荒川利治, 久田嘉章, 曾田五月也, 藤堂正喜: シリーズ<建築工学> 3, 建築の振動-初歩から学ぶ建物の揺れ-, p6-15, 2005
- [4] Andy Buchanan: Energy and CO 2 Advantages of Wood for Sustainable Buildings, NZ Timber Design Journal. Volume15, Issue 1, p11-21, 2007
- [5] Thomas Herzog, Julius Natterer, Roland Schweitzer, Michael Volz, Wolfgang Winter: Timber Construction Manual. Birkhäuser Edition DETAIL. 2004
- [6] 網野慎昭, Julius Natterer, Denis Pflug: 板類を釘や木ねじにより積層させて作る諸架構方式の開発, 日本建築学会技術報告集, No.17, pp359-363, 2003
- [7] 木質構造研究会編集委員会: 新・木質構造建築読本 ティンバーエンジニアリングの実践と展開, 木未来 (井上書院), pp88-92, 122-126, 2012
- [8] S. Aicher and G. Dill-Langer, "Basic considerations to rolling shear modulus in wooden boards," vol. 11, pp. 157-166.[1] B. Dujic, S. Klobcar, and R. Zarnic, "Shear Capacity of Cross-Laminated Wooden Walls," Proc. 10th World Conf. ..., 2008
- [9] V. Hristovski and M. Stojmanovska, "Full-Scale Shaking Table Tests of XLam Panel Systems - Correlation With Cyclic Quasi-Static Tests."
- [10] A. Frangi, M. Fontana, E. Hugi, and J. Robert, "Experimental analysis of cross-laminated timber panels in fire," vol. 44, pp. 1078-1087, 2009
- [11] T. Uibel and H. Blass, "Edge joints with dowel type fasteners in cross laminated timber," Work. Comm. W18-Timber ..., no. August, 2007
- [12] G. Schickhofer, T. Moosbrugger, R. Jobstl, B. Hasewend, G. Traetta: Entwicklung des Brettsperrholzes - Ein Blick auf Forschung und Entwicklung für ein Produkt mit Zukunftspotenzial, razer Holzbau-fachtagung 5. GraHFT'06, pp.A-1-A-14, 2006
- [13] A. Ceccotti, C. Sandhaas, M. Okabe, M. Yasumura, C. Minowa, and N. Kawai, "SOFIE project - 3D shaking table test on a seven-storey full-scale cross-laminated building," 2013
- [14] Gerhard Schickhofer, Björn Hasewend: Solid timber construction - A construction system for residential houses, office and industrial buildings-, Timber construction in the new millennium", COST Action E5 "Timber frame building systems" workshop, Venice, 2000
- [15] Hanrietta Thompson, Will Pryce: A Process Revealed / Auf Dem Holzweg: Stadthaus, 2009
- [16] 中島浩一郎: シリーズ: CLT① CLT—1993年以來の欧州からの衝撃を追い風に—, Journal of Timber Engineering, Vol.25 No.1 pp25-30, 2012
- [17] S. C. Cowin: On the Strength Anisotropy of Bone and Wood, J. App Mechanics, Transaction of the ASME Vol.46, 832-838, 1979
- [18] 日本建築学会: "木質構造設計規準・同解説", 丸善, 2006, p234
- [19] S.P.Timoshenko: 材料力学史, 2007

- [20] 平井卓郎：鋼板ウェブを持つ木材接合部の荷重-すべり性能：北海道大學農學部 演習林研究報告, pp216-138, 1990
- [21] 小松幸平：接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析（第1報）解析法の誘導, 木材学会誌Vol34.No.7, pp.581-589, 1988
- [22] Kohei Komatsu, Fumio Kamiya, Yoshihiko Hirashima: Full-Size Test and Analysis on Glulam Two-Storied Portal Frames, Proceedings of International Conference of Timber Engineering, 206-110, 1988
- [23] T. Kawai and Y. Toi, "A New Element in Discrete Analysis of Plane Strain Problems," 生産研究, vol. 29, no. 4, pp. 10-13, 1977
- [24] 辻野哲司, 竹内則雄, 平井卓郎：木材のボルト及びドリフトピン接合部のせん断耐力解析（第4報）剛体一ばねモデルの適用に関する試み, 木材学会誌, Vol.50, No.3 176-182, 2004
- [25] 竹内則雄, 神尾洋一, 川井忠彦：新しい梁モデルによる弾性床上の梁の解析, 生産研究33巻1号, 18 - 21, 1981
- [26] 原田正道：木船の縦強度, 生産研究, Vol.2(3), 76-113, 1951
- [27] Kuenzi E.W.: Theoretical Design of Nailed or Bolted Joint Under Lateral Load, USDA, No. D1951, March 1955
- [28] 蒲池 健, 稲山正弘, 安藤直人：鋼板挿入ドリフトピン接合部における荷重-すべり特性の評価法, 日本建築学会構造系論文集 Vol.73 No.627, pp.795-802, 2008
- [29] 小林研治, 稲山正弘, 安藤直人：構造用面材を側材に用いたビス接合部における一面せん断剛性・耐力推定式の提案, 日本建築学会構造系論文集, No.622, pp121-128, 2007
- [30] 小林研治, 鈴木 圭, 稲山正弘, 安藤直人：鋼板を側材に用いたビス接合部の一面せん断性能, 日本建築学会大会講演梗概集（九州）, pp.53-54, 2007
- [31] 小林研治, 稲山正弘, 安藤直人：鋼板を側材に用いたビス接合部の一面せん断性能 (3) ビス破断変位の推定, 日本木材学会大会発表要旨集, CD-ROM, 2009
- [32] Johansen, K.W.: Theory of timber connections. International Association of Bridge and Structural Engineering Publication 9:249-262, 1949
- [33] 日本建築学会：”木質構造設計規準・同解説”, 丸善, 2006, p222
- [34] 川元紀雄, 小松幸平, 金谷紀行：ドリフトピン接合部の繊維に直交する方向のせん断耐力（第1報）縁距離, 端距離が最大荷重に及ぼす影響, 木材学会誌 Vol.38 No.1, pp.37-45, 1992
- [35] André Jorisen: Double Shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners, Delft University Press, 1998
- [36] 稲山正弘：木材のめり込み理論とその応用, 学位論文, 1991
- [37] 野口昌宏, 中村 昇, 飯島泰男：縦部分圧縮の支圧剛性の算定法の提案と強度特性. 日本建築学会構造系論文集, Vol.76, No.662 803-809, 2011

- [38] 蒲池 健, 井上雅文: 木材の繊維方向面圧剛性算定式, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp197-198, 2010
- [39] FP Innovations: CLT handbook, 2001
- [40] Technische Universität Graz et al., BSP handbuch, BSPhandbuch, Holz- Massivbauweise in Brettspertholz: Nachweise auf Basis des neuen europäischen Normenkonzepts,
- [41] 岡部 実, Ario Cecotti, 安村 基, 箕輪親宏, 河合直人, 清水秀丸, 須藤昌照: クロスラミナパネルを用いた7階建木造建築物の振動大実験 その2振動実験結果。日本建築学会大会学術講演梗概集, pp173-174, 2008
- [42] 菅沼田直人, 五十田 博, 安村 基, 槌本敬大, 三宅辰哉, 岡部 実, 河合直人, 中川貴文, 津田千尋: クロス・ラミネイティド・ティンバーパネル構造の耐震性能に関する実験的研究, 日本建築学会北陸支部研究報告集, 第55号, pp171-174, 2012
- [43] 安村 基, 小林研治: CLTを用いた引きボルト接合及びビス接合に関する研究 研究成果報告書, 2013
- [44] 中谷 誠, 森 拓郎, 中島昌一, 小松幸平: CLT (Cross Laminated Timber) からのLSBの引き抜き性能, 日本建築学会大会講演梗概集, pp.303-304, 2012
- [45] T. Uibel, H J Blaß: LOAD CARRYING CAPACITY OF JOINTS WITH DOWEL TYPE FASTENERS IN SOLID WOOD PANELS, CIB-W18 /39-7-5, 2006
- [46] Teichmann, Alfred und Borkmann, Karl. Besuche mit kurzen Bolzen in Holzbauteilen. Jahrbuch der Deutschen Versuchsanstalt für Luftfahrt 200 - 220, Berlin-Adlershof, 1931
- [47] Kweonhwan Hwang, Kohei Komatsu: Bearing properties of engineered wood products I: effects of dowel diameter and loading direction. Journal of Wood Science, Vol.48, pp295-30, 1 2002
- [48] 日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, p202, 2009
- [49] 岡部 実, 安村 基, 小林研治: CLT-木ねじ接合部の降伏理論適用のための支圧強度試験. 日本建築学会大会学術講演梗概集, 東京 pp295-296, 2011
- [50] ASTM: "Standard Test Method for Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood-Based Products" D5764, 1997
- [51] JISZ2101: "木材の試験方法", 日本規格協会, 1994
- [52] 井道裕史, 長尾博文, 加藤英雄: 実大いす型せん断冶具を用いたスギ製材品のせん断強度の評価. 木材学会誌, 50(4), 220-227, 2004
- [53] 大草克巳: 木材のJIS型および十字形せん断試験体の応力解析. 鹿大農学術報告19, pp.61-113, 1991
- [54] 野口昌宏, 中村 昇: 木材の端抜けせん断型の破壊クライテリアの提案. 日本建築学会構造系論文集, Vol75, No.658, pp.2205-2212, 2010
- [55] 中島昌一, 北守顕久, 小松幸平: クロス・ラミネイティド・ティンバーを用いた鋼板挿入型ドリフトピン接合部の引張耐力指標の検討, 日本建築学会構造系論文集 Vol.78, No.687, pp.969-975, 2013

- [56] Shoichi Nakashima, Akihisa Kitamori, Takuro Mori, Kohei Komatsu : “Propose of Alternative Design Criteria for CLT Dowel Type Joint”, RILEM Bookseries 9, Materials and Joints in Timber Structures, pp.739-748, 2013
- [57] Shoichi Nakashima, Akihisa Kitamori, Kohei Komatsu : “Load Carrying Capacity of Drift Pin Joint of Cross Laminated Timber (CLT) With Steel Insert Plate” Wood Research Journal, Journal of Indonesian Wood Research Society, Vol.3 No.2, pp.87-93, 2012
- [58] 河嵯みき, 名波直道, 安村 基: 木ねじ接合部における一面せん断耐力の降伏理論による推定, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.632, pp1797-1804, 2006
- [59] 鈴木圭: CLTを用いた接合部の強度性能, 木材工業, 第68巻 第11号, pp492-493, 2013
- [60] 中島昌一, 北守顕久, 關 澤利, 小松賢司, 小松幸平: 脚部に鋼板挿入ドリフトピン接合を用いたCLT耐力壁構面のせん断性能評価, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.59B, pp529-536, 2013
- [61] (財) 日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2008年版), pp565-574, 2008
- [62] 三宅辰哉, 中川貴文, 安村 基, 河合直人, 津田千尋, 五十田 博, 槌本敬大, 御子柴 正: クロス・ラミネイティド・ティンバーによる構造の耐震性能に関する研究 その6 事前解析による振動台試験体の応答予測, 日本建築学会大会講演梗概集 (東海), pp314-315, 2012
- [63] 中島昌一, 北守顕久, 小松幸平: 丸太と鋼管を用いた円形断面貫接合部による格子壁の開発, 日本建築学会技術報告集, Vol.18, No.39, pp526-536, 2013
- [64] 日本建築学会: ”木質構造設計規準・同解説”, 丸善, p395, 2006
- [65] 祖父江信夫: 木構造設計資料 WB-1 ポータブルグレーダ法による構造材のヤング率の測定, (財) 日本住宅・木材技術センター, 6P, 1991
- [66] 孟 慶軍, 平井卓郎, 小泉章夫: 木材と各種構造要面材との摩擦係数, 木材学会誌 Vol.54, No.5, 日本木材学会, pp.281-288, 2008

謝辞

本研究を遂行するにあたり、日頃よりご指導頂いた京都大学小松幸平名誉教授、京都大学五十田博教授に深く感謝致します。また博士論文をまとめるにあたり、京都大学矢野浩之教授、京都大学藤井義久教授には数多くのご指摘を頂きました。ここに感謝の意を表します。

また日頃から研究指導して下さいった京都大学森拓郎助教、京都大学北守顕久助教に感謝いたします。一部の実験について建築研究所荒木康弘氏にご指導いただきました。構造物の設計に当たっては京都大学／里仁舎南宗和氏にご指導賜りました。また生活圈構造機能分野の皆様、木質ホールの皆様には、日頃より数多くのアドバイスを頂きました。この場を借りて感謝いたします。

また本研究を遂行するにあたり日本学術振興会特別研究員DC2の支援を受けました。